

波と風の同時作用下におけるモノパイル式洋上風車の 応答特性

加島 寛章*・米山 治男**

要 旨

洋上風力発電施設の設計指針である国際電気標準会議 (IEC) 規格の IEC 61400-1 では、設計負荷の軽減を目的に、1つの風条件に対して1つの波条件を指定した荷重組合せ条件が設定されている。一方、実海域の海洋環境下では、上記と異なる風と波の条件が発生しており、安全で安心な洋上風車の建設や運用を行うには、様々な気象海象条件に対する風車応答を十分に理解しておくことが非常に重要となる。そこで、実海域の海洋環境下で発現しうる複数の気象海象条件下で 5MW のモノパイル式洋上風車の応答解析を実施し、波と風が同時に洋上風車に作用する時の応答特性について検討した。その結果、変動風が洋上風車に作用した場合、ブレードピッチ制御に起因する風速に対して非線形な応答が出現することが確認された。また、風荷重と波荷重が同時に作用した場合、海底面において風車応答に対する波荷重の影響が大きくなるとともに、一波一波の波作用によりその応答が増幅しうることが確認された。さらに、その増幅効果は相対水深が小さくかつ波形勾配が大きい波、すなわち浅海波条件の波が作用する時に極大化することが確認された。最後に、洋上風車の実設計で用いられている時刻歴応答解析手法と作用力のつり合い式を用いた静的解析手法により得られる応答結果の比較から、静的解析手法は、時刻歴応答解析による応答概略値を簡易に推定できる有効な手法であることを明らかにした。

キーワード：モノパイル式洋上風車、時刻歴応答解析、OpenFAST、静的解析、曲げモーメント

* 海洋利用研究領域 海洋利用研究グループ長

** 海洋利用研究領域長

〒239-0826 神奈川県横須賀市長瀬3-1-1 国立研究開発法人海上・港湾・航空技術研究所港湾空港技術研究所

電話：046-844-5114 E-mail：kashima-h2w7@p.mpat.go.jp

Response of Monopile-Type Offshore Wind Turbine in Wind and Waves

Hiroaki KASHIMA*

Haruo YONEYAMA**

Synopsis

The International Electrotechnical Commission (IEC) standard, IEC 61400-1, which serves as the design guideline for offshore wind turbines, specifies load combination conditions for a given wind condition and a corresponding wave condition to reduce design loads. However, in real marine environments, different wind and wave conditions occur, and it is essential to fully understand the wind turbine response to various meteorological and oceanic conditions to ensure safe and reliable construction and operation of offshore wind turbines. Therefore, in this study, we conducted response analyses of a 5MW monopile-type offshore wind turbine under multiple meteorological and oceanic conditions that can occur in real marine environments, and investigated the response characteristics of the offshore wind turbine in wind and waves. As a result, it was confirmed that when fluctuating wind acts on the offshore wind turbine, nonlinear response characteristics were observed concerning the wind speeds specific to the blade pitch control. Additionally, when wind and wave loads act simultaneously, the influence of wave loads on the wind turbine response becomes significant at the mud line, and the response can be amplified by the wave action, wave by wave. Furthermore, this amplification effect is particularly pronounced when the relative water depth is small and the wave steepness is large, i.e., under shallow water wave conditions. Finally, through a comparison of the response results obtained from the time history response analysis method typically used in the practical design of offshore wind turbines and the static analysis method using the equilibrium equation of applied forces, it was demonstrated that the static analysis method is an effective and simplified approach to estimate approximate responses obtained from time history response analysis.

Key Words: Monopile-type offshore wind turbine, time history response analysis, OpenFAST, static analysis, bending moment

* Head of Coastal and Ocean Development Group, Coastal and Ocean Development Department

** Director of Coastal and Ocean Development Department

3-1-1, Nagase, Yokosuka, Kanagawa 239-0826, Japan Port and Airport Research Institute
Phone : +81-46-844-5114 E-mail : kashima-h2w7@p.mpat.go.jp

目 次

| | |
|-----------------------------|-----|
| 要 旨 | 166 |
| 1. 序論 | 169 |
| 2. 解析概要 | 171 |
| 2.1 風車モデル | 171 |
| 2.2 解析コード | 171 |
| 2.3 解析条件 | 172 |
| 3. 結果と考察 | 173 |
| 3.1 一定風作用下における風車応答特性 | 173 |
| 3.2 変動風作用下における風車応答特性 | 173 |
| 3.3 風と波の作用下における風車応答特性 | 174 |
| 3.4 波作用による風車応答の増幅効果 | 179 |
| 3.5 風車応答の簡易推定 | 181 |
| 4. 結論 | 186 |
| 謝辞 | 186 |
| 参考文献 | 186 |

1. 序論

洋上風力発電施設（以下では、洋上風車と表記する。）の設計指針である国際電気標準会議 IEC（International Electrotechnical Commission）規格の IEC 61400-1（IEC, 2019）では、設計負荷の軽減を目的に、1つの風条件に対して1つの波条件（波高、周期等の代表量）を指定した荷重組合せ条件が設定されている。表-1.1 および表-1.2 に示すのは、IEC 規格を踏襲して策定された『洋上風力発電設備に関する技術基準の統一解説』（洋上風力発電施設検討委員会, 2020）に記載されている着床式洋上風車に対する短期荷重に関する風と波の荷重組合せを表したものである。例えば、発電時における通常の大気の乱れが生じた状況を想定した設計荷重組合せ条件である DLC1.1 では、風車のカットイン風速からカットアウト風速までの風速階級別の有義波高および有義波周期が、「風速が大きくなるにつれて波高が大きいかつ周期が長くなる」という風により成長する風波の一般的な発達過程に基づく海況条件（NSS, 通常海況）として設定されている。一方、実海域の海洋環境下では、上記のような風と波の一般的な関係を満足しない条件（例えば、遠方の風場で発生して伝播するうねり条件）が発生しており、安全で安心な洋上風車の建設や運用を行うには、これらを含めた様々な気象海象条件に対する風車応答を十分に把握、理解しておくことが非常に重要となる。

Henderson et al. (2003) は、風車の支持構造部における流体力学的負荷の重要性を示すとともに、比較的浅い海域に洋上風車を建設する場合には砕波を含む高波の影響も重要であることを報告している。たとえば、Wienke and Oumeraci (2005) は Wagner 理論に基づく砕波解析モデルを用いて、また Nielsen et al. (2012) や Bredmose et al. (2013) は水槽実験により、砕波によって生じる衝撃力の構造物応答について検討している。一方、近年の数値計算技術のめざましい発展により、このような構造物と流体力学的負荷の相互作用については、数値流体力学（CFD）シミュレーションを用いて精緻に検討した事例が報告されている。たとえば、Johlas et al. (2018) は、McCowan (1984) や Goda (2010) などの海岸工学分野において幅広く利用されている砕波限界に対する CFD モデルの適用性を確認している。Aggarwal et al. (2019) は、二相流 CFD モデルを用いて海底斜面に設置された円柱構造物に作用する不規則波の砕波力を評価している。また、Li et al. (2021) は、CFD 手法により波の非線形性が構造物の応答に及ぼす影響について検討している。しかしながら、これら先行研究のほとんどは、着床式洋上風車をブレードや RNA 等がな

い垂直な円筒構造物と仮定するとともに、流体力学的負荷のみに対する構造応答を実験的あるいは数値的に検討している。

海洋上に建設される洋上風車は、防波堤や杭式栈橋のような構造物とは異なり、風の力によって発電する海洋構造物であり、風によって風車が振動している時の波作用による風車応答への影響を正しく評価することは風車設計において非常に重要である。しかしながら、風と波の作用下における洋上風車の振動問題を実験的に検討することは非常に困難であるため、数値解析コードを活用した検討が実施されている。風と波と洋上風車の連成問題を解くことが可能な解析手法は世界各地で開発され、国際エネルギー機関 IEA（International Energy Agency）の Wind Annex XXIII のサブタスク 2 の下で運営されている Offshore Code Comparison Collaboration（OC3）（Jonkman et al., 2008）において、数値解析コード間の比較検証が行われている。その中でも米国国立再生可能エネルギー研究所（National Renewable Energy Laboratory；NREL）が開発している洋上風車向けの風と波と構造物の連成問題を解くことが可能な数値解析モデルは、プログラムソースが公開されており、汎用的な解析コードである。本コードは、OpenFAST（Fatigue, Aerodynamics, Structures, and Turbulence）（Jonkman and Buhl, 2005；NREL, 2021）と呼ばれ、海洋工学や風車工学分野において幅広く活用され、多数の活用実績を有するコードでもある。たとえば、Ong et al. (2013) は本コードを用いて設計指針で設定されている 4 種類の風速と波高・周期の組合せ条件に対する着床式洋上風車の動的応答特性について検討し、Kim et al. (2014) は大気-波浪-海洋連成解析モデルの結果から風車解析コードの入力条件を設定して 2008 年のハリケーン・アイク来襲時の風車応答を解析し、ハリケーン来襲時の風車応答を評価するための枠組みについて検討している。一方、Krathe (2015) や Loken (2017) は、洋上風車の基礎部とタワー部の挙動の解析精度を向上させるために基礎部のモデル化に関するコード改良を行い、基礎部のモデルによる風車応答の違いについて検討している。また、Vieira et al. (2020) は、海底面以下の地中地盤とモノパイル部の相互作用効果を解析コードに導入し、モノパイルのグラウト接合や洗掘の影響が風車応答に及ぼす影響について評価している。このように、解析コードの活用や改良・検証等が実施されてきているものの、風と波が洋上風車に同時に作用する環境下での風車応答を系統的に検討した研究事例がほとんどない上、波が風車応答に及ぼす影響についても十分な知見がない。

そこで本研究では、実海域の海洋環境下で発現しうる

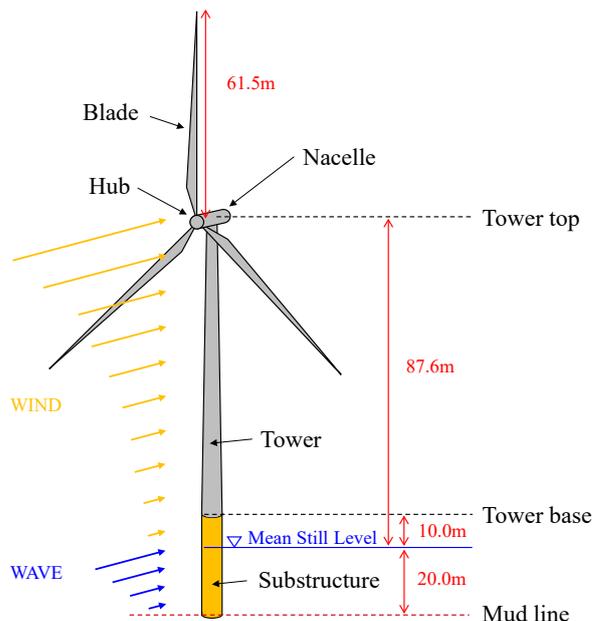
表-1.1 短期荷重に関する風と波の荷重組合せ（『洋上風力発電設備に関する技術基準の統一解説』（洋上風力発電施設検討委員会，2020）の表-2.1.1.10を参考に作成）

| 状態 | DLC | 風 | 波浪 | 風と波浪の方向 | 水の流れ | 潮位 | 解析の種類 | 荷重係数 | |
|---------------------------|-----|--|---|-----------|----------------------|----------------------|-------|------|---|
| 発電中 | 1.1 | NTM (RNA) $V_{in} < V_{hub} < V_{out}$ | NSS $H_s = H_{si}, NSS/V_{hub}$ | COD及びUNI | NCM | H.W.L. | U | N | |
| | 1.2 | NTM $V_{in} < V_{hub} < V_{out}$ | NSS $H_{si}, NSS, T_{si}, NSS,$ V_{hub} の結合確率考慮 | MIS及びMUL | 考慮しない | H.W.L. | F | F | |
| | 1.3 | ETM $V_{in} < V_{hub} < V_{out}$ | NSS $H_s = H_{si}, NSS/V_{hub}$ | COD及びUNI | NCM | H.W.L. | U | N | |
| | 1.4 | ECD $V_{hub} = V_r \pm 2m/s, V_r$ | NSS $H_s = H_{si}, NSS/V_{hub}$ | MIS及び風向変化 | NCM | H.W.L. | U | N | |
| | 1.5 | EWS $V_{in} < V_{hub} < V_{out}$ | NSS $H_s = H_{si}, NSS/V_{hub}$ | COD及びUNI | NCM | H.W.L. | U | N | |
| | 1.6 | NTM $V_{in} < V_{hub} < V_{out}$ | SSS $H_s = H_{sR}$ | COD及びUNI | NCM | H.W.L.又は H.H.W.L. | U | N | |
| 発電中の故障 | 2.1 | NTM $V_{in} < V_{hub} < V_{out}$ | NSS $H_s = H_{si}, NSS/V_{hub}$ | COD及びUNI | NCM | H.W.L. | U | N | |
| | 2.2 | NTM $V_{in} < V_{hub} < V_{out}$ | NSS $H_s = H_{si}, NSS/V_{hub}$ | COD及びUNI | NCM | H.W.L. | U | A | |
| | 2.3 | EOG $V_{hub} = V_r \pm 2m/s, V_{out}$ | NSS $H_s = H_{si}, NSS/V_{hub}$ | COD及びUNI | NCM | H.W.L. | U | A | |
| | 2.4 | NTM $V_{in} < V_{hub} < V_{out}$ | NSS $H_s = H_{si}, NSS/V_{hub}$ | COD及びUNI | 考慮しない | H.W.L. | F | F | |
| | 2.5 | NWP $V_{in} < V_{hub} < V_{out}$ | NSS $H_s = H_{si}, NSS/V_{hub}$ | COD及びUNI | NCM | H.W.L. | U | N | |
| 発電開始時 | 3.1 | NWP $V_{in} < V_{hub} < V_{out}$ | NSS $H_s = H_{si}, NSS/V_{hub}$ | COD及びUNI | 考慮しない | H.W.L. | F | F | |
| | 3.2 | EOG $V_{hub} = V_{in}, V_r \pm 2m/s,$ | NSS $H_s = H_{si}, NSS/V_{hub}$ | COD及びUNI | NCM | H.W.L. | U | N | |
| | 3.3 | EDC $V_{hub} = V_{in}, V_r \pm 2m/s,$ | NSS $H_s = H_{si}, NSS/V_{hub}$ | MIS及び風向変化 | NCM | H.W.L. | U | N | |
| 通常発電停止 | 4.1 | NWP $V_{in} < V_{hub} < V_{out}$ | NSS $H_s = H_{si}, NSS/V_{hub}$ | COD及びUNI | 考慮しない | H.W.L. | F | F | |
| | 4.2 | EOG $V_{hub} = V_r \pm 2m/s, V_{out}$ | NSS $H_s = H_{si}, NSS/V_{hub}$ | COD及びUNI | NCM | H.W.L. | U | N | |
| 緊急停止 | 5.1 | NTM $V_{hub} = V_r \pm 2m/s, V_{out}$ | NSS $H_s = H_{si}, NSS/V_{hub}$ | COD及びUNI | NCM | H.W.L. | U | N | |
| 停止時 | 6.1 | EWM $V_{hub} = V_{ref}$ | ESS $H_s = H_{s50}$ | MIS及びMUL | ECM ($U = U_{50}$) | H.W.L.又は H.H.W.L. | U | N | |
| | 6.2 | EWM $V_{hub} = V_{ref}$ | ESS $H_s = H_{s50}$ | MIS及びMUL | ECM ($U = U_{50}$) | H.W.L.又は H.H.W.L. | U | A | |
| | 6.3 | EWM $V_{hub} = V_1$ | ESS $H_s = H_{s1}$ | MIS及びMUL | ECM ($U = U_1$) | H.W.L.又は H.H.W.L. | U | N | |
| | 6.4 | NTM $V_{out} < V_{hub} < 0.7V_{ref}$ | NSS $H_{si}, NSS, T_{si}, NSS,$ | COD及びMUL | 考慮しない | H.W.L. | F | F | |
| 停止時+故障 | 7.1 | EWM $V_{hub} = V_1$ | ESS $H_s = H_{s1}$ | MIS及びMUL | ECM ($U = U_1$) | H.W.L.又は H.H.W.L. | U | A | |
| | 7.2 | NTM $V_{hub} < V_{out}$ | NSS $H_{si}, NSS, T_{si}, NSS,$ | COD及びMUL | 考慮しない | H.W.L. | F | F | |
| 輸送 設置 メンテナンス 修理時 | 8.1 | 洋上風車の輸送、組立、アクセス、保守及び修理時に想定される荷重をもとに設計条件を設定するものとする。 | | | | | | U | N |
| | 8.2 | EWM $V_{hub} = V_1$ | ESS $H_s = H_{s1}$ | COD及びUNI | ECM ($U = U_1$) | H.W.L.又は H.H.W.L. | U | A | |
| | 8.3 | NTM $V_{hub} < 0.7V_{ref}$ | NSS $H_{si}, NSS, T_{si}, NSS,$ | COD及びMUL | 考慮しない | H.W.L. | F | F | |
| | 8.4 | 洋上風車の輸送、組立、アクセス、保守及び修理時に想定される荷重をもとに設計条件を設定するものとする。 | | | | | | F | F |

表-1.2 通常海況における風速階級別の有義波高と有義波周期（『洋上風力発電設備に関する技術基準の統一解説』（洋上風力発電施設検討委員会，2020）の表-解 3.3.1 を参考に作成）

| 階級 i | 風速 (m/s) | 有義波高 (m) | 有義波周期 (s) | 頻度 n | 波向き別頻度 n_{θ} | | | 備考 |
|---------|-------------------------|----------------|----------------|---------|---------------------|--------------|-----|-------------------------------------|
| | | | | | $\theta=0^{\circ}$ | 30° | ... | |
| 1 | $V_{1NSS} = V_{in}$ | H_{s1NSS} | T_{s1NSS} | | | | | カットイン風速 |
| 2 | V_{2NSS} | H_{s2NSS} | T_{s2NSS} | | | | | |
| ... | | | | | | | | |
| 11 | $V_{11NSS} = V_{ave}$ | H_{s11NSS} | T_{s11NSS} | | | | | 年平均風速、波高 (地震時・津波時照査用) |
| ... | | | | | | | | |
| 12 | V_{12NSS} | H_{s12NSS} | T_{s12NSS} | | | | | 一万回オーダー波に等価な階級 (コンクリート部材の耐久性照査用) |
| ... | | | | | | | | |
| 13 | $V_{13NSS} = V_r$ | H_{s13NSS} | T_{s13NSS} | | | | | 定格風速 (長期荷重作用時照査用) |
| ... | | | | | | | | |
| imax | $V_{imaxNSS} = V_{out}$ | $H_{simaxNSS}$ | $T_{simaxNSS}$ | | | | | カットアウト風速 |

複数の気象海象条件下で洋上風車の応答解析を実施し、波と風が同時に洋上風車に作用する時の応答特性について検討することを目的とする。



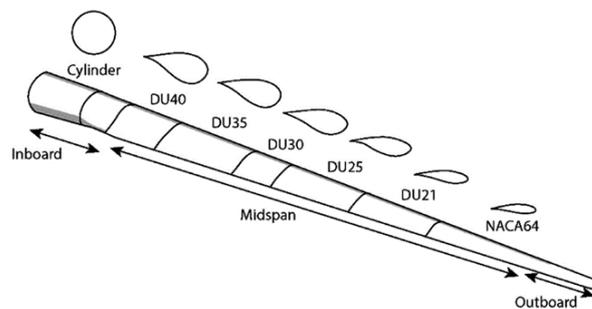
(a) 風車モデル

2. 解析概要

ここでは、波と風が同時に洋上風車に作用した時の応答特性の検討に用いた風車モデルや解析コード、解析条件について述べる。

2.1 風車モデル

本検討では、近年の洋上風車の大型化に向けた研究動向を踏まえ、図-2.1に示すような IEA Wind TCP の解析コード比較検証で採用された 5MW のモノパイル型洋上風車 (Jonkman et al., 2009) を対象とした。この風車は、ブレードピッチ制御による可変速風力発電機を搭載した 3 枚翼アップウィンド型の風車であり、本検討では水深 $h=20\text{m}$ 海域に設置された状況を想定した。風車タワー (図-2.1(a)の灰色部分) は、タワー基部 (平均海水面: M.S.L+10m) で外径 6m (板厚 27mm)、タワー頂部 (M.S.L+87.6m) で外径 3.87m (板厚 19mm) の鉛直上方に直線のテーパ型の鋼管である。支持構造部のモノパイル (図-2.1(a)の黄色部分) は、外径 6m (板厚 60mm、長さ: 30m) の円筒型の鋼管であり、後述する解析コードの関係上、実施とは異なり、海底面 (M.S.L-20m) 下への根入れ長はなく海底面に固定された構造を仮定している。風車ブレードの長さは 61.5m であり、断面形状は DOWEC (Dutch Offshore Wind Energy Converter project) (Kooijman et al., 2003) のブレードをベースに、デルフト工科大学とアメリカ航空諮問委員会 NACA (National Advisory Committee for Aeronautics) のそれぞれによって開発された翼断面形状を



(b) ブレードモデル

図-2.1 本検討で対象とした各モデル (ブレードについては Joustra et al. (2021) から抜粋)

組み合わせたものである (Joustra et al., 2021) (図-2.1(b))。ハブは静水面上 90m の高さに位置し、カットイン風速は 3.0m/s、定格風速は 11.4m/s、カットアウト風速は 25.0m/s である。風車の定格出力は 5MW であり、発電機出力は、発電機トルクとブレードピッチ角 (翼弦とロータ回転面のなす角、動作範囲: 0~90deg) による制御を組み合わせで調節されている。その他の詳細な情報については Jonkman et al. (2009) を参照されたい。

2.2 解析コード

解析には、アメリカの国立再生可能エネルギー研究所 NREL (National Renewable Energy Laboratory) で開発された風車解析コード OpenFAST (Fatigue, Aerodynamics, Structures and Turbulence) (NREL, 2021) を用いた。本コードは、以下の 5 つのモジュールから構成された風・波・構造連成解析コードである。1 つ目は翼素運動量理論に基

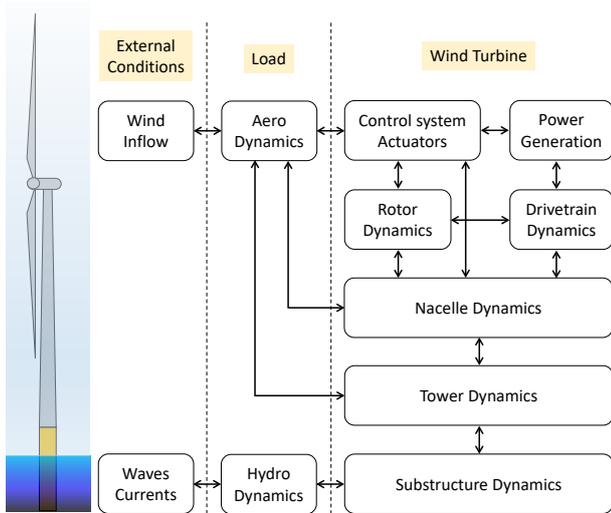


図-2.2 風車荷重解析コードのシステム図

づいて風外力（風速変動）から風荷重を算定する空力弾性解析モジュール（Moriarty and Hansen, 2005 ; Hansen, 2008 ; Burton et al., 2011）、2つ目は修正モリソン式に基づいて波浪外力（水位変動）から波荷重である波力を算定する流体力解析モジュール（Morison et al., 1950）、3つ目はマルチボディダイナミクス法に基づいて風荷重から発電トルクや発電出力等を算定するロータ・ナセル・アセンブリ（RNA）部の振動解析モジュール（Jonkman and Buhl, 2005）、4つ目はモーダル法に基づいてタワー（入射方向、直交方向をそれぞれ2次のモード形状で表現）とブレード（長軸方向を2次、短軸方向を1次のモード形状で表現）の振動を解析するモジュール（Jonkman and Buhl, 2005）、5つ目はオイラー梁要素を用いた有限要素法に基づいてモノパイルの振動を解析するモジュール（Damiani et al., 2013）である（図-2.2）。なお、モノパイル部の解析モジュールでは地盤とモノパイルの相互作用効果が、流体力解析モジュールではストレッチ法による流体力の鉛直方向の伸縮効果や砕波力が考慮されていないが、今後、解析コードの改良を行い、これらの影響を考慮した風車の応答解析を実施できるようにする予定である。

2.3 解析条件

本検討では、洋上風力発電施設に作用する短期荷重の設計で用いられる荷重組み合わせのうち、発電時における通常の大気の流れが生じた状況を想定した荷重組み合わせ条件である DLC1.1 を参考に解析条件を設定した。まず、風車の風応答特性を把握するため、4~24m/s のハブ高さにおける10分間平均風速（以下では、ハブ高さ平均風速と表記する。） u_{mean} を2m/s刻みで分割した風向0degの一定風（時間の経過に関係なく風速が一定の値を保持

表-2.1 波条件（ T_{in} ：入射波周期， H_{in} ：入射波高）

| No. | T_{in} (s) | H_{in} (m) | No. | T_{in} (s) | H_{in} (m) | No. | T_{in} (s) | H_{in} (m) |
|-----|--------------|--------------|-----|--------------|--------------|-----|--------------|--------------|
| 1 | 6.0 | 2.0 | 8 | 12.0 | 2.0 | 15 | 14.0 | 8.0 |
| 2 | 6.0 | 3.0 | 9 | 12.0 | 4.0 | 16 | 16.0 | 2.0 |
| 3 | 8.0 | 2.0 | 10 | 12.0 | 6.0 | 17 | 16.0 | 4.0 |
| 4 | 8.0 | 4.0 | 11 | 12.0 | 8.0 | 18 | 16.0 | 6.0 |
| 5 | 10.0 | 2.0 | 12 | 14.0 | 2.0 | 19 | 16.0 | 8.0 |
| 6 | 10.0 | 4.0 | 13 | 14.0 | 4.0 | | | |
| 7 | 10.0 | 6.0 | 14 | 14.0 | 6.0 | | | |

する風）および変動風（時間の経過とともに時々刻々風速が変動する風）条件を設定した。変動風に対する風速変動データは、IEC61400-1（IEC, 2019）に規定されている標準乱流モデルを用いて作成した。この乱流モデルでは、発電時の乱流強度はハブ高さの風速の関数として表され、乱流強度カテゴリは洋上風車を想定したカテゴリCを、乱流スペクトルはKaimal乱流モデル（Kaimal et al., 1972）をそれぞれ採用した。また、風速の鉛直プロファイルはべき指数が0.14のべき乗則を用いた。

ついで、風と波が同時に作用した時の風車の応答特性を把握するため、表-2.1に示すような6~16sの入射波周期 T_{in} と2~8mの入射波高 H_{in} で、Micheの式（Miche, 1944）に対して非砕波条件となる一方向不規則波（波向：0deg）と上述した変動風を組み合わせ条件を設定した。不規則波の水位変動データは、波の種類に関わらず、スペクトル尖鋭度が3.3の標準的なJONSWAP型スペクトルで表される線形波に、Sharma and Dean（1981）による2次の非線形波を考慮したものとして作成した。また、波力算定に用いられる修正モリソン式の支配項である抗力係数 C_D や慣性力係数 C_M は、レイノルズ数や表面粗度、KC数等により変化するが、本検討では細長い円柱構造物に対して一般的に用いられる $C_D=1$ 、 $C_M=2$ の一定値とした。なお、本解析では、外力である風と波の相互相関は考慮しておらず、それぞれが独立に風車に作用するものと仮定した。風と波の相互相関特性やこれらが風車の応答特性に及ぼす影響については今後検討する予定である。

解析データのサンプリングについて、データサンプリング周波数は20Hzとし、解析の演算時間として設定した1000sに対して数値的変動の影響が現れる演算開始後400s間のデータを取り除いた600s分の解析データを取得した。なお、600sというデータ長は、IEC61400-1（IEC, 2019）で推奨されている風変動の解析に必要な時間長さである。

3. 結果と考察

3.1 一定風作用下における風車応答特性

ここでは、風車の基本的な応答特性を把握するため、一定風が風車に作用した場合の風車の応答特性について述べる。図-3.1に一定風作用下におけるハブ高さ平均風速と風車ロータ回転速度 ω 、ブレードピッチ角 θ 、発電出力 P 、風車ロータ面に作用するスラスト力 F の関係を示す。ハブ高さ平均風速が定格風速(11.4m/s)より小さい場合には、風車の受風面積を最大限にして流入風エネルギーを受けるとして制御される。この制御では、ブレードピッチ角は0deg(受風面積を最大化する状態)で一定に保持される。ハブ高さ平均風速が大きくなると、風車ロータ回転速度の増大に伴って風車ロータ面に作用するスラスト力(ブレードに作用する力も含む)も増大する。スラスト力の増大により風車はより大きな力を受けることになり、風車の回転軸にかかるトルクが増加するとともに、これにより発電機への回転力も増大し、その結果、発電出力が増大する。

一方、ハブ高さ平均風速が定格風速を超えると、ブレードピッチ制御と回転速度制御により、風車の発電出力を定格出力である5.0MWで一定に保持される。このブレードピッチ制御は、ブレードピッチ角を大きくさせて、風車ブレードに作用する力を減少させ、ブレードにかかるトルクを制御し、風車の回転速度が増加しすぎることを抑えて発電出力が一定に保持される。また、これと同時に、風車ロータ回転速度が最適な値(定格値)となるように制御され、風車ロータ面に作用するスラスト力が減少する。

3.2 変動風作用下における風車応答特性

ここでは、前節の一定風作用下における風車の応答特性を踏まえ、変動風が風車に作用する場合の応答特性について述べる。まず、図-3.2に変動風作用下におけるハブ高さ風速 u 、ブレードピッチ角、風車ロータ回転速度、発電出力、風車ロータ面に作用するスラスト力、海底面における風が流入する方向の曲げモーメント(以下では、曲げモーメントと表記する。) M の時間変化を示す。横軸は時間 t を表し、図中の3本の破線はそれぞれ、定格風速($u_{rated}=11.4\text{m/s}$)、風車ロータ回転速度の定格値($\omega_{rated}=12.1\text{rpm}$)、定格出力($P_{rated}=5\text{MW}$)を表している。まず、図-3.2(a)より定格風速以下の $u_{mean}=8\text{m/s}$ の場合では、3.1節で述べたように、解析時間を通じてブレードピッチ角が0degと一定で、風車が風エネルギーを最大限受けられるように制御されることから、風車ロータ回転速度や発電出力、スラスト力が時々刻々変動する風速に合

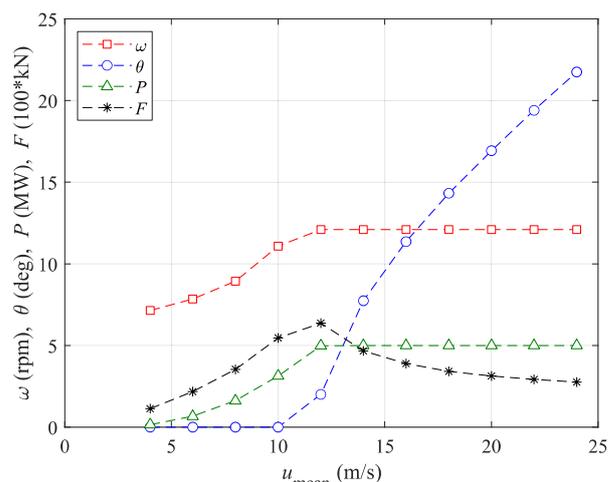
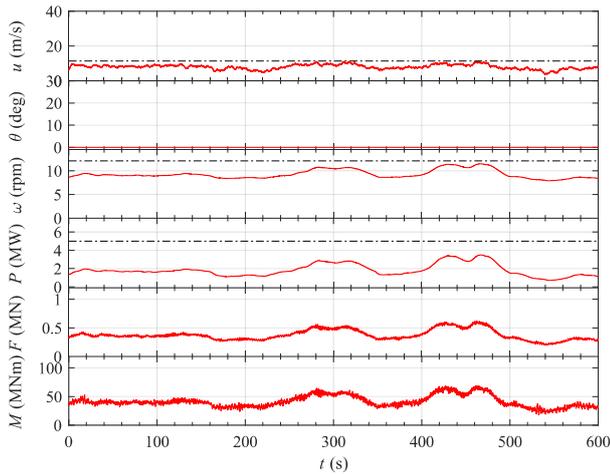


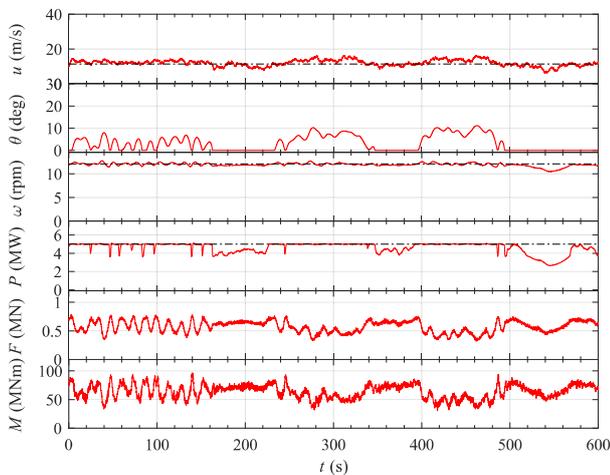
図-3.1 一定風作用下における風車の応答特性 (□: 風車ロータ回転速度 ω , ○: ブレードピッチ角 θ , △: 発電出力 P , *: スラスト力 F)

わせて時間的に変動する。曲げモーメントは、山口ら(2015)が報告しているように、海底面においては主に風車ロータ面に作用するスラスト力に起因して発生するため、スラスト力の挙動に合わせて時間変動する。ついで、図-3.2(b)より定格風速近傍の $u_{mean}=12\text{m/s}$ の場合では、ハブ高さ風速は定格値を上回る、あるいは下回ることを繰り返しながら時々刻々変動し、定格風速を上回る時間帯(たとえば、 $t=240\sim 340\text{s}$)においては、ブレードピッチ制御(ブレードピッチ角の増大)により、スラスト力や曲げモーメントが一時的に減少する。この時、時間変動する風速に対して効率よく発電が行われるように、ロータ回転速度や発電出力は定格値を示す。最後に、定格風速以上の $u_{mean}=22\text{m/s}$ の場合についてみると、解析時間を通じてブレードピッチ制御によりブレードピッチ角が風速に応じた値で変動することから、ロータ回転速度や発電出力が定格値近傍で変動し、スラスト力や曲げモーメントは風速の微振動に起因する成分を含むものの、時間的にはほぼ一定値を示す(図-3.2(c))。

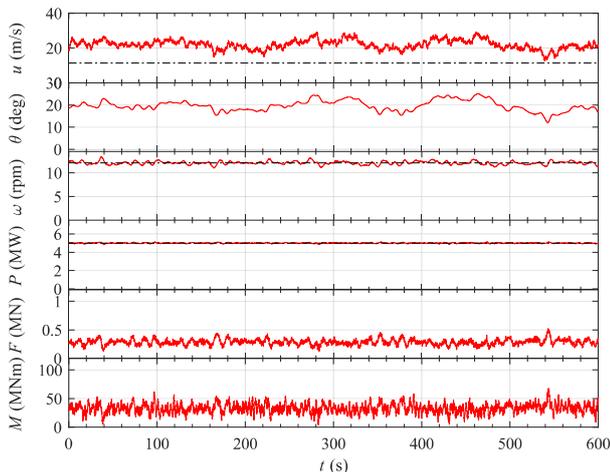
ついで、図-3.3に変動風作用下におけるハブ高さ平均風速と風車各高度における曲げモーメントの関係を箱ひげ図で示す。図中の各色はそれぞれ、赤が海底面(ml, M.S.L-20m)、青がタワー基部(tb, M.S.L+10m)、緑がタワー頂部(tt, M.S.L+87.6m)における曲げモーメントを表している(各部位の詳細は図-2.1を参照)。また、各ボックスの上端および下端はそれぞれ、標本の25番目と75番目の百分位数(第3および第1四分位数)であり、ボックス内の線は中央値(第2四分位数)であり、ボックスより上側および下側に延びた線はそれぞれ、外れ値を除く標本の



(a) $u_{\text{mean}}=8\text{m/s}$ の場合



(b) $u_{\text{mean}}=12\text{m/s}$ の場合



(c) $u_{\text{mean}}=22\text{m/s}$ の場合

図-3.2 変動風作用下における風車応答量の時間変化
(u : ハブ高さ風速, θ : ブレードピッチ角,
 ω : 風車ロータ回転速度, P : 発電出力, F : 風車ロータ面に作用するスラスト力, M : 海底面における曲げモーメント)

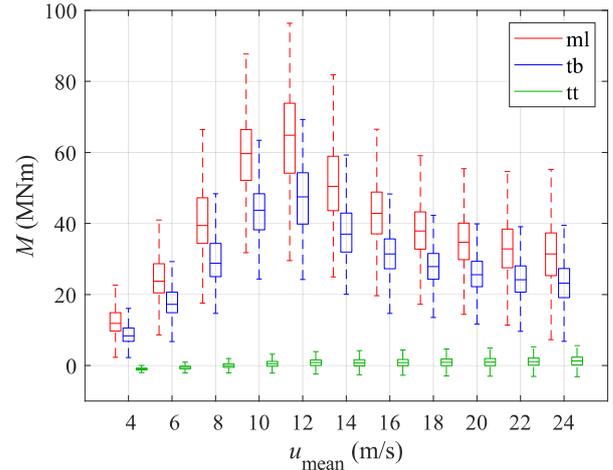


図-3.3 変動風作用下におけるハブ高さ平均風速と曲げモーメントの関係 (赤: 海底面, 青: タワー基部, 緑: タワー頂部)

最大値および最小値を表している。図よりまず、海底面（赤印）における曲げモーメントについてみると、3.1節で述べた一定風作用下の風応答特性や上記の風車応答量の時間変化で示したように、定格風速以下の風速域では、定格風速に至るまで風速の増加に伴って曲げモーメントが増大し、定格風速近傍で最大となり、その後風速の増加とともに減少する。また、タワー基部（青印）における曲げモーメントの分布特性は、海底面における曲げモーメントのそれと同様な傾向を示す。これは、タワー基部における曲げモーメントも主に風車ロータに作用するスラスト力に起因して発生するため（山口ら, 2015）、海底面における曲げモーメントと同様な分布傾向を示す。一方、タワー頂部（緑印）では、曲げモーメントはカットイン風速から定格風速までの範囲の風速域では風速の増加とともに単調に増大するが、その後、定格風速を超えるとほぼ一定値をとる。これは、タワー頂部における曲げモーメントは、風車ロータに作用するモーメントの成分として発生し、定格風速以上では、ブレードピッチ制御により風車ロータ回転速度が一定に保持された結果、曲げモーメントが一定値を示したものと考えられる。

このように、変動風が洋上風車に作用した場合、その応答は一定風作用下の応答特性を基に把握することができ、「風速の増大とともに風車に生じる曲げモーメントが大きくなり、定格風速を超えるとブレードピッチ制御により小さくなる」という、ブレードピッチ制御に起因する風車特有の風速に対して非線形な応答特性を有していることが確認された。

3.3 風と波の作用下における風車応答特性

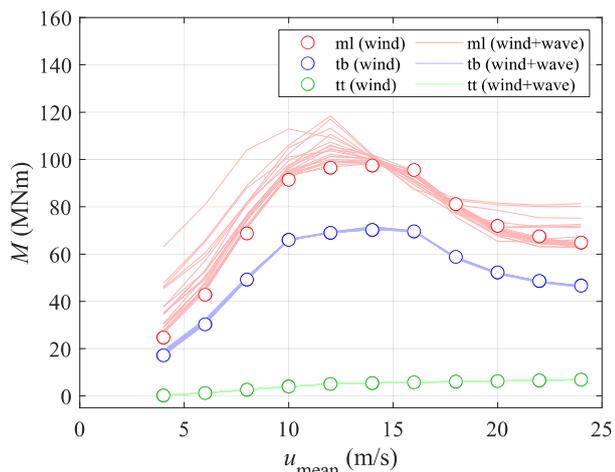
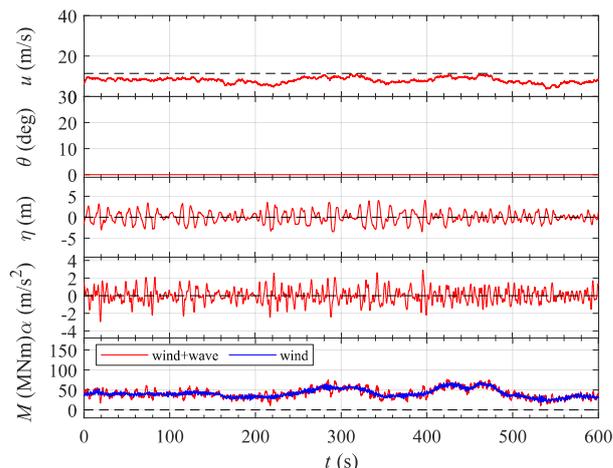


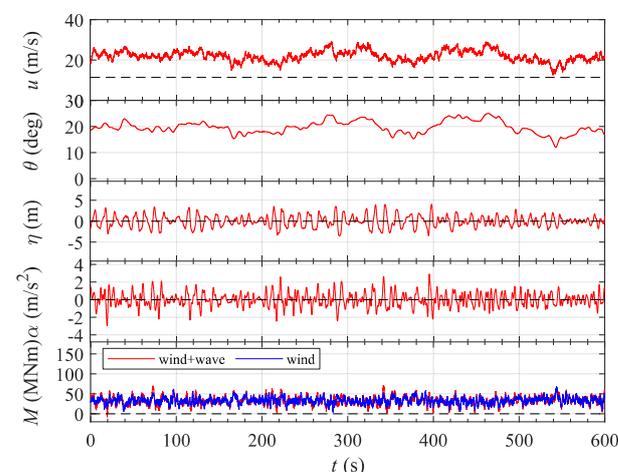
図-3.4 風荷重と波荷重の同時作用下におけるハブ高さ平均風速と曲げモーメントの関係 (赤：海底面，青：タワー基部，緑：タワー頂部，○：風荷重作用時，実線：風荷重と波荷重の同時作用時)

ここでは、これまで述べてきた風荷重による風車の応答特性を踏まえ、変動風に加えて一方向不規則波が変動風と同一の方向から同時に風車に作用する場合の応答特性について述べる。まず、図-3.4に図-3.3で示した変動風による風荷重のみが風車に作用した時のハブ高さ平均風速と風車各高度における曲げモーメントの関係に、風荷重と一方向不規則波による波荷重が同時に風車に作用した時の曲げモーメントを重ねてプロットした結果を示す。図中の各色はそれぞれ、赤が海底面 (ml)、青がタワー基部 (tb)、緑がタワー頂部 (tt) における曲げモーメントの時間最大値を表し、○は図-3.3で示した風荷重のみの結果である。また、実線は風荷重と波荷重が同時に作用した時の結果であり、今回設定した19個の波条件すべての結果を実線で描写している。図より海底面における曲げモーメントは風荷重に波荷重が加わることで波条件間でばらつきが見られるとともに、定格風速以下の風速域では数倍近く曲げモーメントが増大するケースが確認される。一方、タワー基部やタワー頂部では、海底面に比べてばらつきが小さく、波荷重が風車応答に及ぼす影響が小さい。このように、風荷重と波荷重が同時に作用する風車の応答を評価する場合には、海底面における応答に対して波荷重の影響を十分に把握することが重要であると言える。そこで、以降では、波荷重の影響が比較的大きい海底面に着目して風荷重と波荷重が同時に作用する時の風車の応答特性について検討した。

まず、風荷重と波荷重が同時に風車に作用した時の曲げモーメントの時間変動に及ぼす風速の影響を調べるため、図-3.5に $H_{in}=6m$, $T_{in}=12s$ の波条件に対するハブ高さ風



(a) $u_{mean}=8m/s$ の場合



(b) $u_{mean}=22m/s$ の場合

図-3.5 風荷重と波荷重の同時作用下における風車応答量の時間変化 ($H_{in}=6m$, $T_{in}=12s$)

速、ブレードピッチ角、水位変動 η 、波による水粒子の運動加速度 α 、曲げモーメントの時間変化を示す。最下段の図の青線および赤線はそれぞれ、風荷重作用時および風荷重と波荷重の同時作用時に対する結果を表している。この図より風荷重のみが作用した時の曲げモーメントは、図-3.2で示したように、定格風速以下では風速変動と同じ振動数で時間的に大きく変動し、定格風速以上ではブレードピッチ制御や回転速度制御により風速変動に関係なくほぼ一定値で変動する (図-3.5の青線)。一方、これらに波荷重が加わると、ハブ高さ平均風速に関係なく、風荷重のみが作用した時の曲げモーメントに波浪成分が付随して時間的に変動する (図-3.5の赤線)。すなわち、3.5節で述べるように波荷重の作用によって生じる曲げモーメントは波による水粒子の運動加速度と相関が高いことから、水粒子の運動加速度の変動に応じて曲げモーメントが増減していることが確認される。

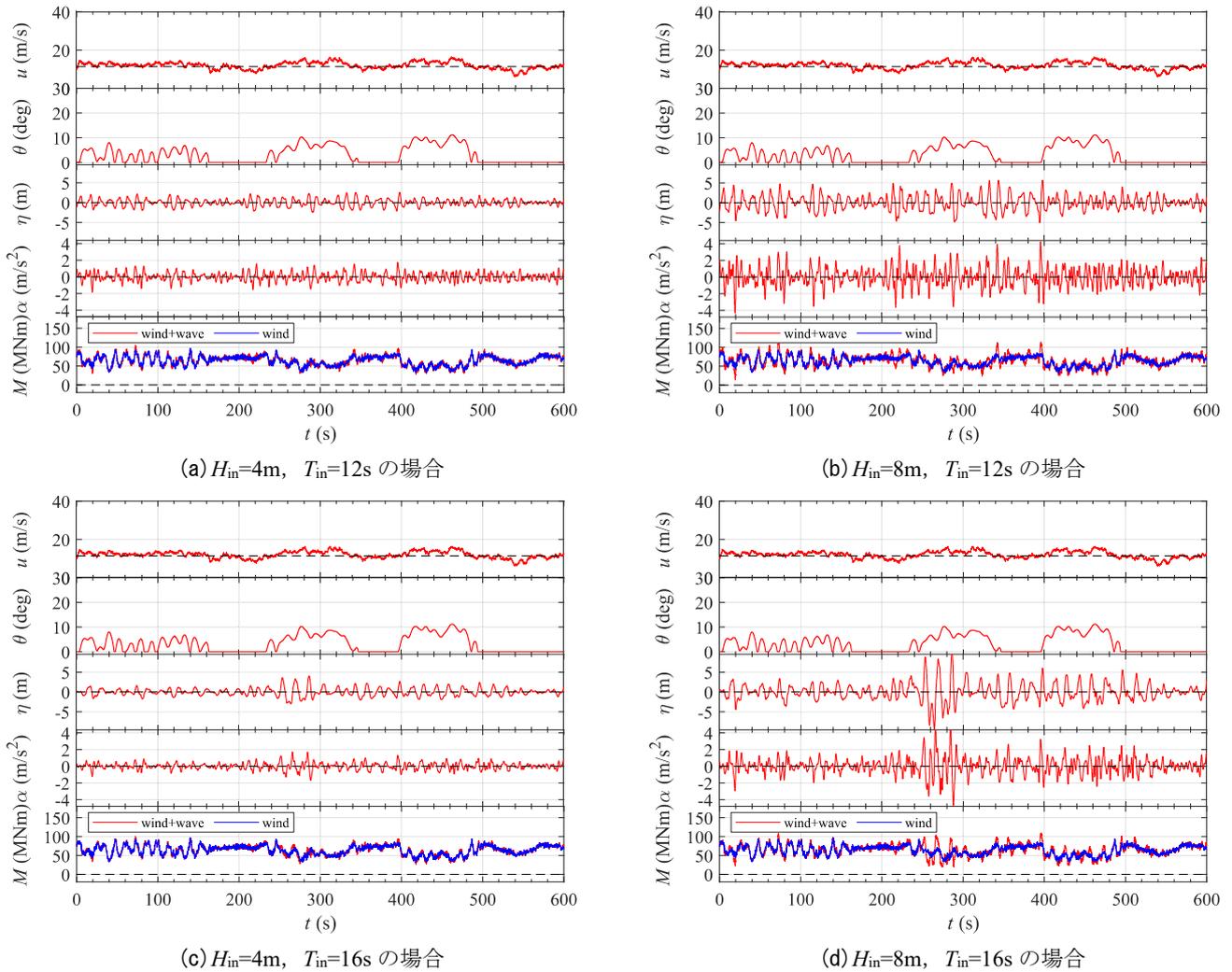


図-3.6 曲げモーメントの時間変動に及ぼす波の影響 ($u_{\text{mean}}=12\text{m/s}$)

ついで、風荷重と波荷重が同時に風車に作用した時の曲げモーメントの時間変動に及ぼす波高や周期等の波の影響を調べるため、 $u_{\text{mean}}=12\text{m/s}$ における風車応答量の時間変化を整理した(図-3.6)。図の説明は図-3.5と同じである。図-3.6(a)および図-3.6(b)より、曲げモーメントの時間変動に及ぼす波高の影響についてみると、波高の大きい波が風車に作用すると、局所的に水位変動の振幅が大きくなると同時に、波による水粒子の運動加速度が大きくなり、その結果、波作用による曲げモーメントの増幅が大きくなる。これは $T_{\text{in}}=16\text{s}$ と周期の長い条件(図-3.6(c)および図-3.6(d))においても同様であり、特に $H_{\text{in}}=8\text{m}$ 、 $T_{\text{in}}=16\text{s}$ のケースのように、発達した波群が作用する場合には、一波単位で曲げモーメントが時間的に大きく増幅する(図-3.6(d)の $t=250\sim 300\text{s}$)。一方、周期による曲げモーメントの時間変動の違いについては、波高の大小にかかわらず、波高に比べて顕著な影響は時系列レベルでは確認できない。このように、風荷重と波荷重が同時

に作用する時の洋上風車の応答特性を評価するには、一波一波の波が曲げモーメントの増幅に及ぼす影響が重要であることが示唆される。そこで、以降では、一波一波の波の作用による風車の応答特性について検討した。

一波一波の波(以下では、個々波と表記する。)によって生じる曲げモーメントを以下の手順により定義した(図-3.7)。まず、作用外力である水位変動にゼロダウンクロス法を用いた波別解析を適用することにより個々波の周期 T_{indv} を算出する(図-3.7の紫矢印)。ついで、個々波が風車に作用している時間帯(個々波の周期に相当する時間)に時々刻々変動する曲げモーメント(図-3.7の小さい青○)のうちの最大値($t=272\text{s}$)を抽出する(図-3.7の赤○)。本研究ではこの赤○で示された曲げモーメントを個々波の作用により生じる曲げモーメント M_w (以下では、個々波曲げモーメントと表記する。)と定義し、他の時間帯を含めたすべての個々波に対する個々波曲げモーメントを用いて一波一波の波作用による風車の応答

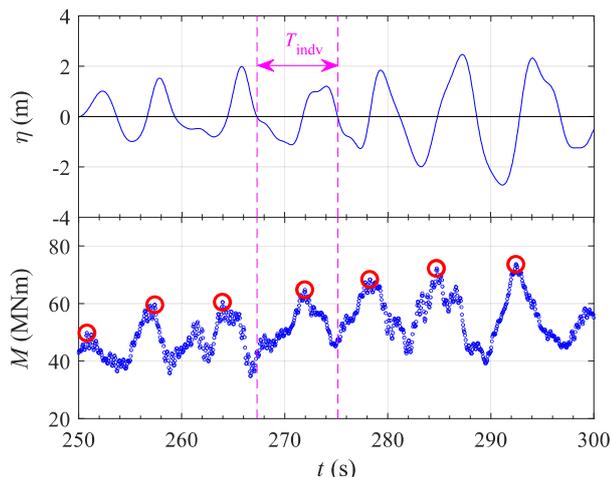


図-3.7 個々波曲げモーメントの定義

特性について検討した。

図-3.8 に上記で抽出された個々波曲げモーメントの代表量と作用外力である波の有義波高 H および有義波周期 T の関係をハブ高さ平均風速毎に示す。有義波高 H および有義波周期 T は、各波条件に対する解析時間 600s の水位変動にゼロダウクロス法を用いた波別解析を適用することにより得られる波浪統計量である。図中の○および*はそれぞれ、個々波曲げモーメントの代表量である個々波曲げモーメントの平均値および個々波曲げモーメントの大きいものから順に並べて 1/10 番目に相当する曲げモーメントまでの平均値（以下では、個々波曲げモーメントの 1/10 最大値と表記する。）であり、各色は有義波高を表している。これらの図より個々波曲げモーメントの平均値は、ハブ高さ平均風速によって曲げモーメントの絶対値に違いが見られるものの、有義波高が大きくなるほど増大し、図-3.6 で示した曲げモーメントの時間変動特性と同様な結果が統計値としても得られていることが確認される。また、有義波周期が個々波曲げモーメントの出現に及ぼす影響についてみると、ハブ高さ平均風速が定格風速より小さい風速域では、個々波曲げモーメントは、どの有義波高ケースに対しても有義波周期に関係なくほぼ一定値をとり、曲げモーメントの波周期依存性は確認されない（図-3.8(a)～(d)）。一方、ハブ高さ平均風速が定格風速を超えると、どの風速域においても有義波周期が長くなるにつれて曲げモーメントが微増傾向を示し、有義波周期と個々波曲げモーメントの間に弱い相関が確認できる（図-3.8(e)～(k)）。

一方、個々波曲げモーメントの 1/10 最大値についてみると、定格風速を境にその分布特性が異なる。ハブ高さ平均風速が定格風速より小さい風速域では、図-3.8(a)～(d) で示すようにどの有義波高ケースに対しても有義波周期

が 10～12s 程度で曲げモーメントが極小値をとる一方、ハブ高さ平均風速が定格風速を超える風速域では、平均値と同様な分布特性を示し、有義波周期と個々波曲げモーメントの間に弱い相関が確認できる（図-3.8(e)～(k)）。ただし、1/10 最大値という統計量は統計的変動性が大きいいため、これらの分布特性について議論するには注意が必要である。今回は 1 つの入射波波高や入射波周期といった波浪統計量で求められる波スペクトルから 1 つの水位変動データに変換し、それを時刻歴応答解析の入力値として設定して解析をした。しかしながら、今後、同じ入射波条件に対する波スペクトルから、水位変動に変換する際に用いる位相の組合せを複数パターン変えることにより、複数の水位変動データを作成し、それらに対する時刻歴応答解析を実施し、統計的変動性の影響を小さくした状態で 1/10 最大値のような最大応答に関する議論を行う予定である。なお、本検討で対象とした風車の固有振動数はいずれの波周期ともずれているため、波と風車構造の共振現象の影響は含まれていない。

図-3.9 に示すのは、個々波曲げモーメントと波条件の一般的な関係について調べるため、個々波曲げモーメントと無次元量の波浪統計量である相対水深 kh および波形勾配 ka の関係である。ここで、 k は線形分散関係により得られる個々波の周期をもつ波数であり、 a は作用波の水位変動に対してゼロダウクロス法を用いた波別解析で得られる個々波のクレスト側（水位変動の上に凸な側）の片振幅である。また、図中のカラー濃淡は風荷重作用時の曲げモーメントの時間最大値 M_{max} で正規化した個々波曲げモーメントを表しており、寒色系から暖色系に変化するにつれて曲げモーメントが大きくなることを意味する。

図-3.9(a)～図-3.9(d) よりハブ高さ平均風速が定格風速より小さい風速域では、相対水深が小さくかつ波形勾配が大きい浅海波条件（およそ $10^{-1} < ka < 3 \sim 4 \cdot 10^{-1}$, $kh < 3 \cdot 10^0$ ）の個々波が洋上風車に作用する場合において、より大きな曲げモーメントが出現する。たとえば、 $u_{mean}=4\text{m/s}$ や 6m/s では、風荷重作用時の曲げモーメントの時間最大値の 1.5 倍以上の個々波曲げモーメントが発生している。また、このような分布特性はハブ高さ平均風速が小さいほど顕著となる。一方、定格風速以上の風速域では、定格風速以下の結果と同様に、浅海波条件の個々波が作用する時に大きな曲げモーメントが出現することが確認できる（図-3.9(e)～図-3.9(k)）。しかしながら、これ以外の条件の波、たとえば、 $u_{mean}=14\text{m/s}$ や 16m/s , 18m/s における $ka < 10^{-1}$, $kh < 3 \cdot 10^0$ の波に対しても、それぞれのハブ高さ平均風速における浅海波条件の波に対する個々波曲げモーメントと同程度の大きさのそれが出現している

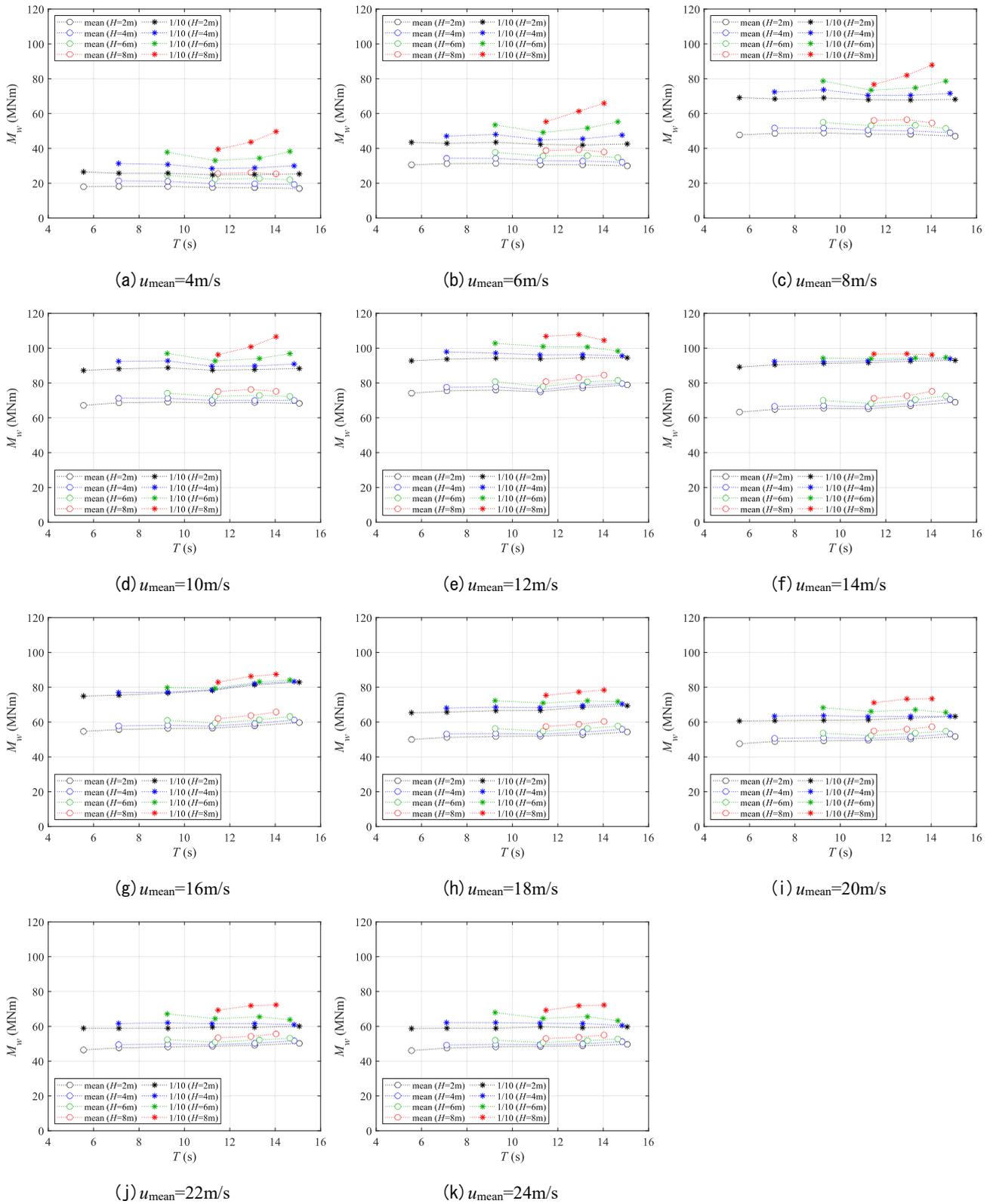


図-3.8 個々波曲げモーメントと有義波高および有義波周期の関係

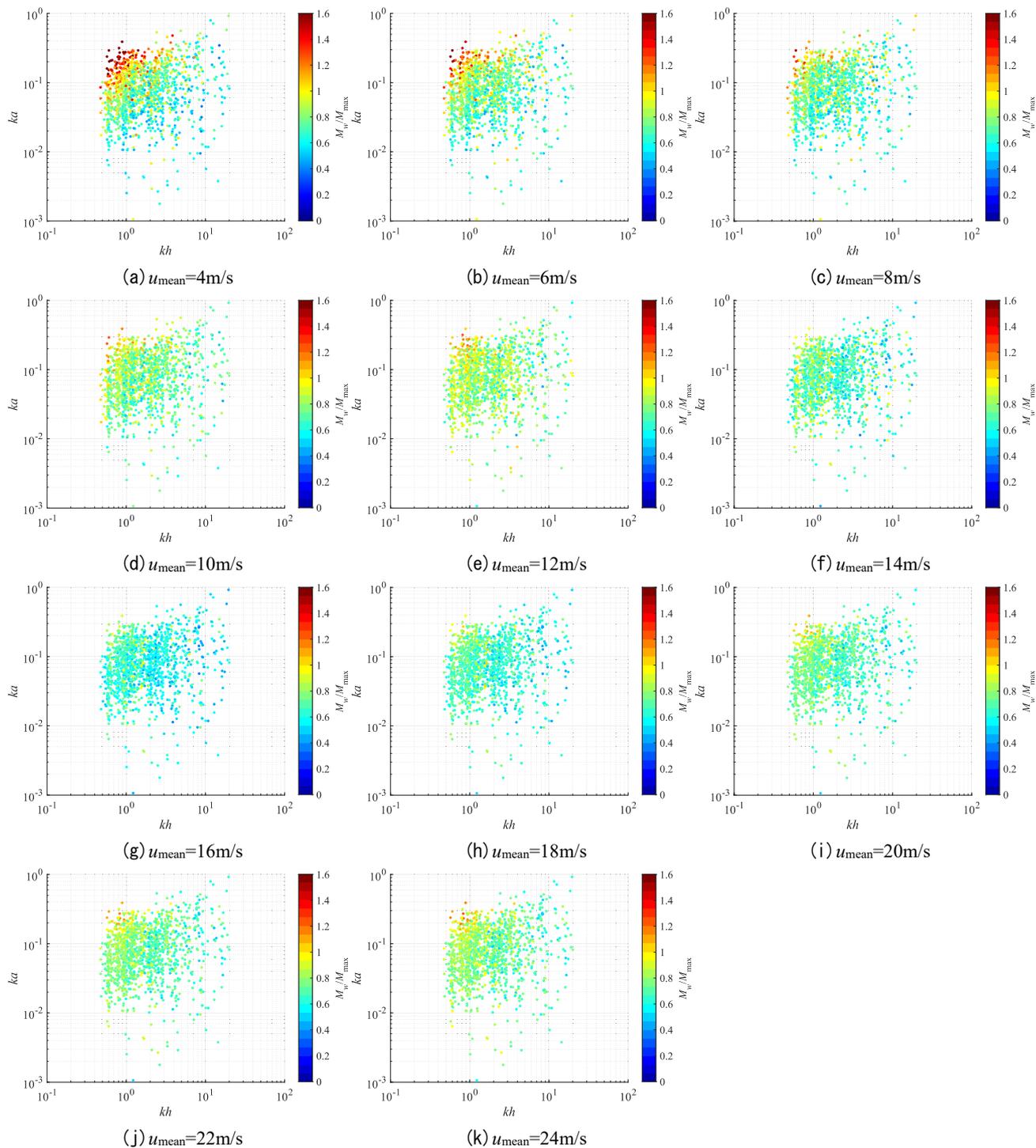


図-3.9 個々波曲げモーメントと相対水深および波形勾配の関係

ことが確認できる(図-3.9(f)~図-3.9(h)). このように、風荷重と波荷重が同時に洋上風車に作用する時の応答は、時々刻々の風速変動と水位変動の相互作用を含め、風速や波高、波周期によってその出現のしかたが異なり、特に、相対水深が小さかつ波形勾配が大きい波、すなわち浅海波条件の波が作用する時に応答が極大化する。したがって、モノパイル式洋上風車を上記のような波が発生し

うる沿岸域に建設する場合には、波荷重が風車応答に及ぼす影響を十分に把握することが重要であることが示唆される。

3.4 波作用による風車応答の増幅効果

3.3節では風荷重と波荷重が同時に風車に作用した時の応答の出現について述べたが、波作用が加わることに

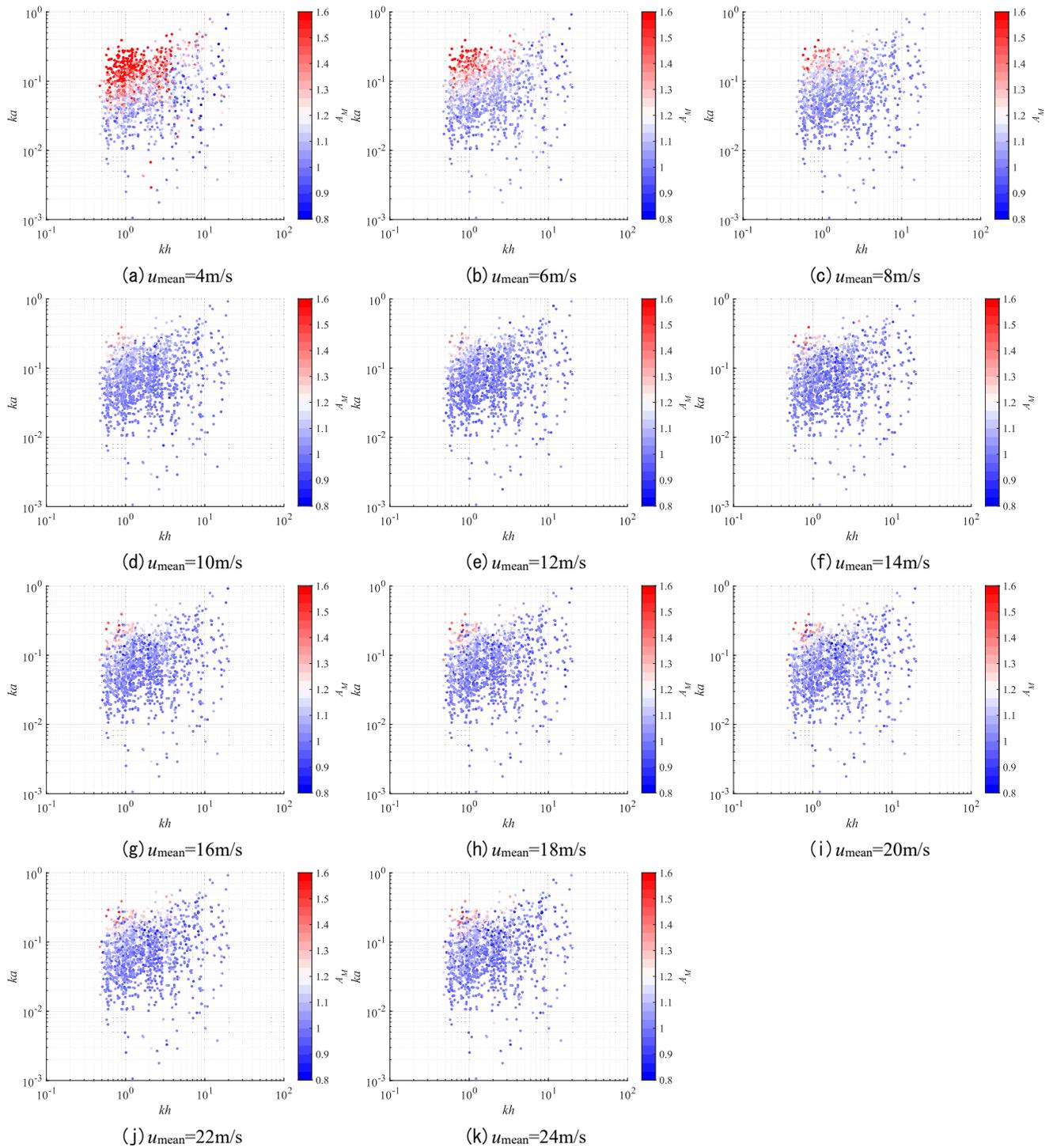


図-3.10 波作用による個々波曲げモーメントの増幅効果

より応答がどれくらい増幅するのかを調べておくことは、モノパイル式洋上風車を設計・建設する上において重要である。そこで、ここでは風荷重と波荷重が同時に作用する状況下での波荷重が風車応答に及ぼす影響について検討した。

図-3.10に示すのは、波作用による応答増幅率と波条件の関係である。図中のカラー濃淡は以下の手順により求

められた波作用による個々波曲げモーメントの増幅率 A_M を表している。まず、風荷重のみが作用した時の曲げモーメントの時間変動に対し、3.3節で示した波荷重作用下における個々波曲げモーメントの算出方法と同様な方法(図-3.7)で風荷重のみが作用した時の個々波曲げモーメントを抽出する。ついで、これと3.3節で算出した風荷重と波荷重の作用下における個々波モーメントとの比を

算出する。このようにして得られた比を本研究では波作用による個々波曲げモーメントの増幅率として定義した。したがって、増幅率が1を超える場合は、波が作用することにより応答が増幅したものとして捉えることができる。これらの図より、前節で述べたような個々波に対して相対水深が小さくかつ波形勾配が大きくなると（およそ $10^{-1} < ka < 3 \sim 4 \cdot 10^{-1}$, $kh < 3 \cdot 10^0$ の範囲）、曲げモーメントが大きくなるという応答特性は、波作用によるものであることが確認できる。また、このような分布特性は、定格風速以下の風速域では、ハブ高さ平均風速が小さくなるほど、応答の増幅に対する波作用の影響が相対的に大きくなり、たとえば、 $u_{\text{mean}}=10\text{m/s}$ における A_M の最大値はおよそ1.3であるが、 $u_{\text{mean}}=4\text{m/s}$ では1.6以上となる。一方、定格風速以上の風速域では、ハブ高さ平均風速間における分布特性の違いはほとんど見られず、 A_M の最大値は1.5程度とほぼ同じである。このように、同じ条件の波（今回の検討では各風速条件に対して同じ19種類の波）が作用しても、風速によって波の風車応答に及ぼす影響が異なることが確認できる。発電中のモノパイル式洋上風車に対する波作用の影響を把握する際、実験装置の制約や現象の複雑さゆえに波作用のみを外力として与えてその影響を調べることが多いが、風作用による構造物の挙動をしっかりと再現、把握した上で波作用による影響を調べるのが重要である。

3.5 風車応答の簡易推定

ここでは、風車解析コードを利用した煩雑な解析手法の簡易な手法への置き換えに着目し、洋上風車の実設計で用いられている時刻歴応答解析手法（以下では、動的解析手法と表記する。）と作用力のつり合い式を用いた手法（以下では、静的解析手法と表記する。）により得られる応答結果を比較し、洋上風車の応答値を簡易に推定できる手法について検討を行った。

(1) 解析概要

本検討で用いた動的解析手法は、2.2節で述べた風車解析コードを用いた手法であり、静的解析手法は、洋上風車に作用する風と波に起因する力のつり合い式を用いた手法であり、詳細については以下に述べる。

まず、風作用による荷重について述べる。風荷重は以下の式(1)および式(2)により算出される風車ロータ面に作用する平均的な風荷重（以下では、平均風荷重と表記する。）と、石原・石井（2010）により提案された最大風荷重の2種類を設定した。なお、石原・石井（2010）による最大風荷重評価式は、陸上に多く建設されている風車を模擬した2MWの標準風車モデルを対象に実施された時刻

歴応答解析結果を用いて導出されたものである。

$$F_{\text{wind}}^{\text{ave}} = \frac{1}{2} \rho_a u_{\text{mean}}^2 C_T \pi R^2 \quad (1)$$

$$F_{\text{wind}}^{\text{max}} = G_D F_{\text{wind}}^{\text{ave}} \quad (2)$$

$F_{\text{wind}}^{\text{ave}}$ は平均風荷重、 $F_{\text{wind}}^{\text{max}}$ は最大風荷重、 ρ_a は空気密度（本検討では、 1.225 kg/m^3 を採用）、 C_T は風車ロータスラスト係数、 R は風車ロータの半径、 G_D は以下の式(3)で得られるガスト影響係数である。

$$G_D = 1 + 2I_1 g_D \sqrt{K} \sqrt{1 + R_D} \quad (3)$$

ここで、 I_1 は乱流強度、 g_D は風の乱れに関するパラメータであるピークファクター、 R_D は曲げモーメントのばらつき共成分と非共成分の比、 K は風車タワーの規模係数を表しており、それぞれ以下の式(4)～式(7)で表される。

$$I_1 = I_{\text{ref}} \left(0.75 + \frac{5.6}{u_{\text{mean}}} \right) \quad (4)$$

$$g_D = \begin{cases} -0.3 \sin \left(\pi \frac{u_{\text{cut-in}} - u_{\text{mean}}}{u_{\text{cut-in}} - u_{\text{rated}}} \right) + 3.0 & < u_{\text{rated}} \\ \sin \left(\frac{7\pi}{8} \cdot \frac{u_{\text{mean}} - u_{\text{rated}}}{u_{\text{cut-out}} - u_{\text{rated}}} \right) + 3.0 & \geq u_{\text{rated}} \end{cases} \quad (5)$$

$$R_D = \begin{cases} 0.2 & < u_{\text{rated}} \\ 2.6 \frac{u_{\text{mean}} - u_{\text{rated}}}{u_{\text{cut-out}} - u_{\text{rated}}} + 0.2 & \geq u_{\text{rated}} \end{cases} \quad (6)$$

$$K = \begin{cases} 0.15 \sin \left(\pi \frac{u_{\text{cut-in}} - u_{\text{mean}}}{u_{\text{cut-in}} - u_{\text{rated}}} \right) + 0.15 & < u_{\text{rated}} \\ 0.45 \frac{u_{\text{mean}} - u_{\text{rated}}}{u_{\text{cut-out}} - u_{\text{rated}}} + 0.15 & \geq u_{\text{rated}} \end{cases} \quad (7)$$

$u_{\text{cut-in}}$ および $u_{\text{cut-out}}$ はそれぞれ、カットイン風速およびカットアウト風速を表している。なお、 I_{ref} は乱流強度の期待値であり、本検討では動的解析で設定した乱流強度カテゴリCに相当する $I_{\text{ref}}=0.12$ とした。なお、風車ロータスラスト係数 C_T は、一定風のみを洋上風車に作用させた時の動的応答解析により得られた風車ロータスラスト力（風荷重 $F_{\text{wind}}^{\text{ave}}$ に相当する力）を式(1)に代入してスラスト係数を逆算して設定した。図-3.11に示すのは、上記により得られたスラスト係数をハブ高さ平均風速別に整理した結果であり、スラスト係数は低風速域において最も大きく（ $u_{\text{mean}}=4\text{m/s}$ において $C_T=0.945$ ）、その後風速が大きくなるにつれて徐々に小さくなり（定格風速近傍の $u_{\text{mean}}=10\text{m/s}$ において $C_T=0.734$ ）、定格風速以上の風速域に入ると、ブレードピッチ制御に起因して急減する（ $u_{\text{mean}}=24\text{m/s}$ において $C_T=0.064$ ）ような分布特性を有している。

このようにして得られる2種類の風荷重が洋上風車に作用した時の海底面における曲げモーメントは、以下の式(8)および式(9)により算出される。

$$M_{\text{wind}}^{\text{ave}} = z_{\text{hub}} F_{\text{wind}}^{\text{ave}} \quad (8)$$

$$M_{\text{wind}}^{\text{max}} = z_{\text{hub}} F_{\text{wind}}^{\text{max}} \quad (9)$$

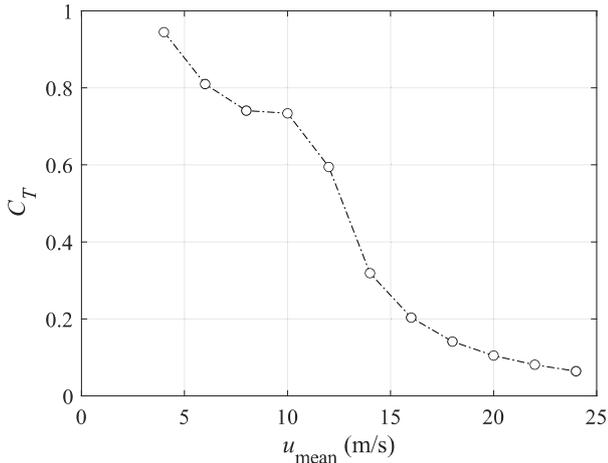


図-3.11 風車ロータスラスト係数

M_{wind}^{ave} は平均風荷重作用時の曲げモーメント、 M_{wind}^{max} は最大風荷重作用時の曲げモーメント、 z_{hub} は海底面からハブまでの高さを表している。なお、静的解析手法により得られる平均風荷重および最大風荷重作用時の曲げモーメントはそれぞれ、動的解析手法により得られる曲げモーメントの時間平均値および時間最大値に相当する値である。

ついで、波作用による荷重について述べる。波荷重が主に作用する風車の支持構造部は円柱形状をしていることから、円柱に作用する波力（波荷重）を評価可能なモリソン式（Morison et al., 1950）を用いて波荷重を算定した。モリソン式では、以下の式（10）のように抗力と慣性力の和で波荷重 F_{wave} が表現され、海底面から静水面までを積分している。

$$F_{wave} = \int_{-h}^0 \frac{1}{2} C_D \rho_w D v^2 dz + \int_{-h}^0 C_M \rho_w \frac{\pi D^2}{4} \left(\frac{\partial v}{\partial t} \right) dz \quad (10)$$

ここで、 ρ_w は水の密度（本検討では、 $1,027 \text{ kg/m}^3$ を採用）、 D は支持構造部のモノパイル径、 z は静水面からの鉛直高さである。 C_D および C_M はそれぞれ抗力係数および慣性力係数である。ここで、本風車モデルに作用する波荷重を構成する抗力と慣性力を調べたところ、図-3.12 に示すように慣性力としての波荷重（慣性力/抗力 $\gg 1$ ）が支配的であった。なお、図の横軸および縦軸はそれぞれ、抗力 F_D および慣性力 F_I の絶対値を表しており、3本の線はそれぞれ両者の比率を表している。以上より、波の作用中に支持構造部に生じる曲げモーメントに影響を及ぼす波荷重は、式（11）のように波による水粒子の運動加速度に依存する慣性力のみで近似することができる。

$$F_{wave} \cong \int_{-h}^0 C_M \rho_w \frac{\pi D^2}{4} \left(\frac{\partial v}{\partial t} \right) dz \quad (11)$$

ここで、 $\partial v / \partial t$ は波による水粒子の運動加速度の時間変化を表している。本検討では、議論の単純化のために1次近

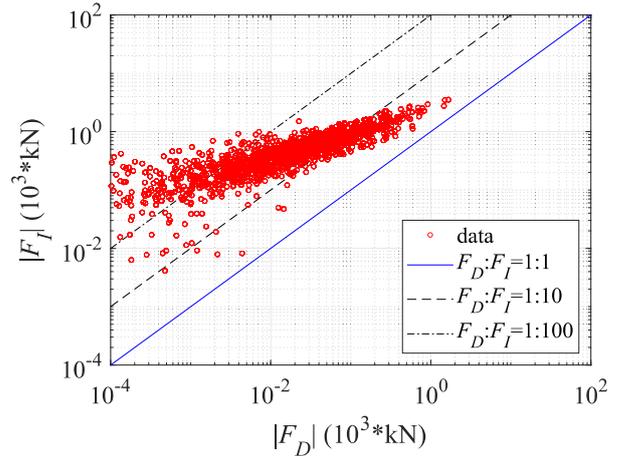


図-3.12 抗力と慣性力の関係

似として線形波を仮定するとともに、時間変動する運動加速度のうち、波荷重や曲げモーメントへの影響が最も大きくなる水位変動が静水面を横切る時間帯に出現する運動加速度 $(\partial v / \partial t)_{max}$ に置き換えた（式（12））。

$$\left(\frac{\partial v}{\partial t} \right)_{max} = \frac{1}{2} H \omega^2 \frac{\cosh(k(h+z))}{\sinh(kh)} \quad (12)$$

ここで、 ω は角周波数である。以上より、波荷重作用時の曲げモーメント M_{wave} は以下の式（13）で表すことができる。

$$M_{wave} = \int_{-h}^0 C_M \rho_w \frac{\pi D^2}{4} \left(\frac{\partial v}{\partial t} \right)_{max} z dz \quad (13)$$

最後に、風荷重と波荷重の両荷重が作用した時に生じる曲げモーメントは、式（8）、式（9）、式（13）を用いると、以下の式（14）および式（15）で算出される。

$$M_{static}^{ave} = M_{wind}^{ave} \quad (14)$$

$$M_{static}^{max} = M_{wind}^{max} + M_{wave} \quad (15)$$

M_{static}^{ave} は平均風荷重と波荷重の作用時における曲げモーメント、 M_{static}^{max} は最大風荷重と波荷重の作用時における曲げモーメントである。なお、波荷重を洋上風車に作用させた時の曲げモーメントの時間平均値はゼロになることから、波荷重作用時の曲げモーメント $M_{wave} = 0$ とみなし、 M_{static}^{ave} は平均風荷重作用時における曲げモーメント M_{wind}^{ave} と等価な値とした。

(2) 風荷重作用下における風車応答の推定

まず、風荷重のみが洋上風車に作用した時の動的解析手法と静的解析手法により得られる応答について比較検討した。図-3.13 に示すのは、両解析手法により求められた風車応答量の時間変化を比較した結果である。図の上から順に、曲げモーメント、ブレードピッチ角、ハブ高さ風速である。上段図の黒実線は動的解析により得られた動的応答値であり、赤一点破線および青破線はそれぞれ、

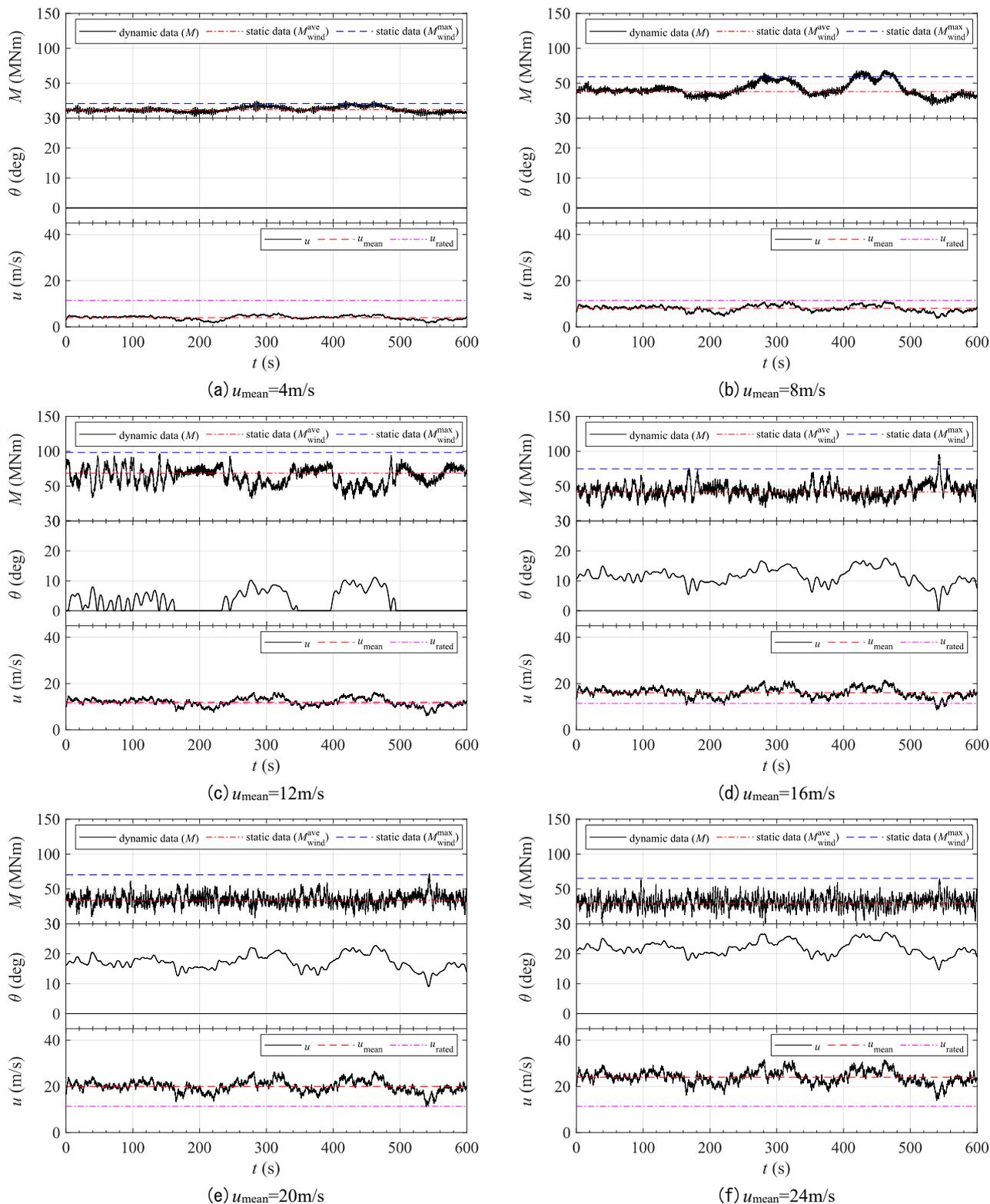


図-3.13 静的解析手法と動的解析手法の風車応答量の時間変化

式 (8) および式 (9) で得られた平均風荷重および最大風荷重作用時の静的応答値を表している。また、下段図の黒実線、赤破線、紫一点破線はそれぞれ、動的解析に入力したハブ高さにおける風速の変動値、平均値、定格風速値で

ある。まず、ハブ高さ平均風速が定格風速以下で、解析時間中にブレードピッチ制御が稼働しない条件 ($u_{\text{mean}}=4\text{m/s}$ および 8m/s) についてみると、平均風荷重作用時の静的応答値は、時々刻々変動する風速が平均風速を上回る時

に動的応答値より小さな値を示す一方、平均風速を下回る時に動的応答値より大きな値を示す。また、時々刻々の風速が平均風速近傍を変動する時間帯では静的および動的応答値の両者がほぼ等しくなる。これは、今回の検討で採用した式(1)で表される静的応答値の算出方法を踏まえても自明な結果である。最大風荷重作用時の静的応答値は、大きな風速が作用する時に出現する動的応答値(極大値)とほぼ等しくなる(図-3.13(a)および図-3.13(b))。

一方、図-3.13(c)に示すようなハブ高さ平均風速が定格風速近傍で、ブレードピッチ制御が時間的に小刻みに稼働する条件($u_{\text{mean}}=12\text{m/s}$)では、まず平均風荷重作用時の静的応答値についてみると、ブレードピッチ制御が稼働していない時間帯では上述した定格風速以下の風速条件下の結果と同様に、時々刻々の風速に応じた静的応答値と動的応答値の時間関係性を確認できる。一方、ブレードピッチ制御が稼働している期間(風速の増大に伴ってブレードピッチ角が大きくなる時間帯)では、ブレードピッチ制御により動的応答値が一時的に減少するため、時々刻々の風速が平均風速を超える時に確認できた静的応答値と動的応答値の関係性(静的応答値<動的応答値)が崩れ、静的応答値が動的応答値よりも大きくなり、ブレードピッチ制御が時間的に小刻みに稼働する場合には制御の有無に応じて静的応答値と動的応答値の関係性が入れ替わることが確認できる。また、時々刻々の風速が定格風速を超え、ブレードピッチ制御の継続稼働時間が比較的長くなる場合($t=240\sim 340\text{s}$ や $t=400\sim 480\text{s}$)には、静的応答値が動的応答値より大きくなる状態が続く。ついで、最大風荷重作用時の静的応答値についてみると、ブレードピッチ制御により頭打ちとなった動的応答値とほぼ等しくなる。

最後に、ハブ高さ平均風速が解析時間を通じて定格風速を超え、ブレードピッチ制御が継続的に稼働する条件($u_{\text{mean}}=16\text{m/s}$, 20m/s , 24m/s)では、平均風荷重作用時の静的応答値は、ブレードピッチ制御により風速変動に対して独立に変動する動的応答値の中央近傍の値を示し、最大風荷重作用時の静的応答値は、動的応答値の極大値をおおむね包含する(図-3.13(d)~図-3.13(f))。ただし、 $u_{\text{mean}}=16\text{m/s}$ の $t=540\text{s}$ 付近における応答のように、風速の急激な低下によるブレードピッチ角の急減が発生する時に急増する動的応答値については、定常状態を仮定した静的解析手法では適切に表現することが困難であることも確認できる(図-3.13(d))。

図-3.14に示すのは、上記で示した両解析手法により求められた風車応答値とハブ高さ平均風速の関係を比較した結果である。図中の○付き実線および*付き実線はそ

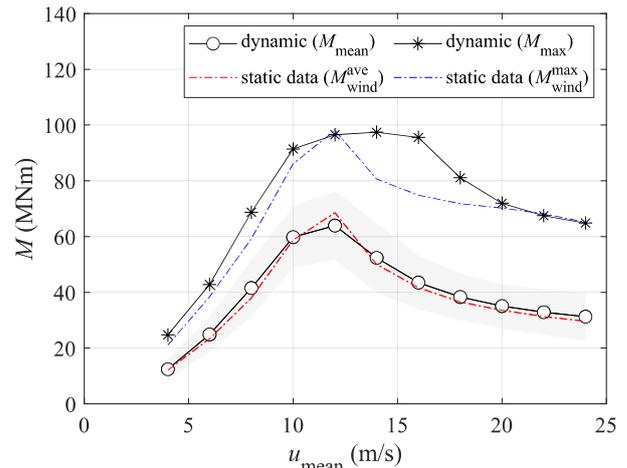


図-3.14 風荷重作用下におけるハブ高さ平均風速と静的および動的応答値の関係

れぞれ、動的解析により得られた時間平均応答値(M_{mean})および時間最大応答値(M_{max})を表し、灰色で網掛けした領域は時々刻々変動する応答値の標準偏差を表している。また、赤一点破線および青破線はそれぞれ、式(8)および式(9)で得られた平均風荷重作用時および最大風荷重作用時の静的応答値を表している。図より、どの風速域においても、平均風荷重作用時の静的応答値(図中の赤一点破線)は動的応答値の平均値(図中の○付き実線)を定量的に再現し、最大風荷重作用時の静的応答値(図中の青破線)は動的応答値の最大値(図中の*付き実線)を定性的に再現することが確認できる。なお、 $u_{\text{mean}}=14\text{m/s}$ や 16m/s , 18m/s のケースに対して見られる両解析手法による応答値の差異は、図-3.13(d)で確認されたような短時間における急激な応答変化によるものであり、本静的解析手法の適用限界でもある。

このように、本検討では、陸上に多く建設されている風車を模擬した2MWの標準風車モデルに対する時刻歴応答解析結果により導出された最大風荷重評価式(式(2)や式(3)など)(石原・石井, 2010)は、評価式の導出時にも検討されていない風速の急激な低下による応答変化についてはその再現精度は低いものの、5MW級の洋上風車に対してもおおむね適用可能であることが確認された。(3) 風・波荷重作用下における風車応答の推定

ついで、風荷重と波荷重が同時に洋上風車に作用した時の動的解析手法と静的解析手法により得られる応答について比較検討した。図-3.15に示すのは、両解析手法により求められた風車応答値とハブ高さ平均風速の関係を波条件別に比較した結果である。図中の○付き実線および*付き実線はそれぞれ、動的解析により得られた時間平均応答値($M_{w\text{-mean}}$)および時間最大応答値($M_{w\text{-max}}$)を

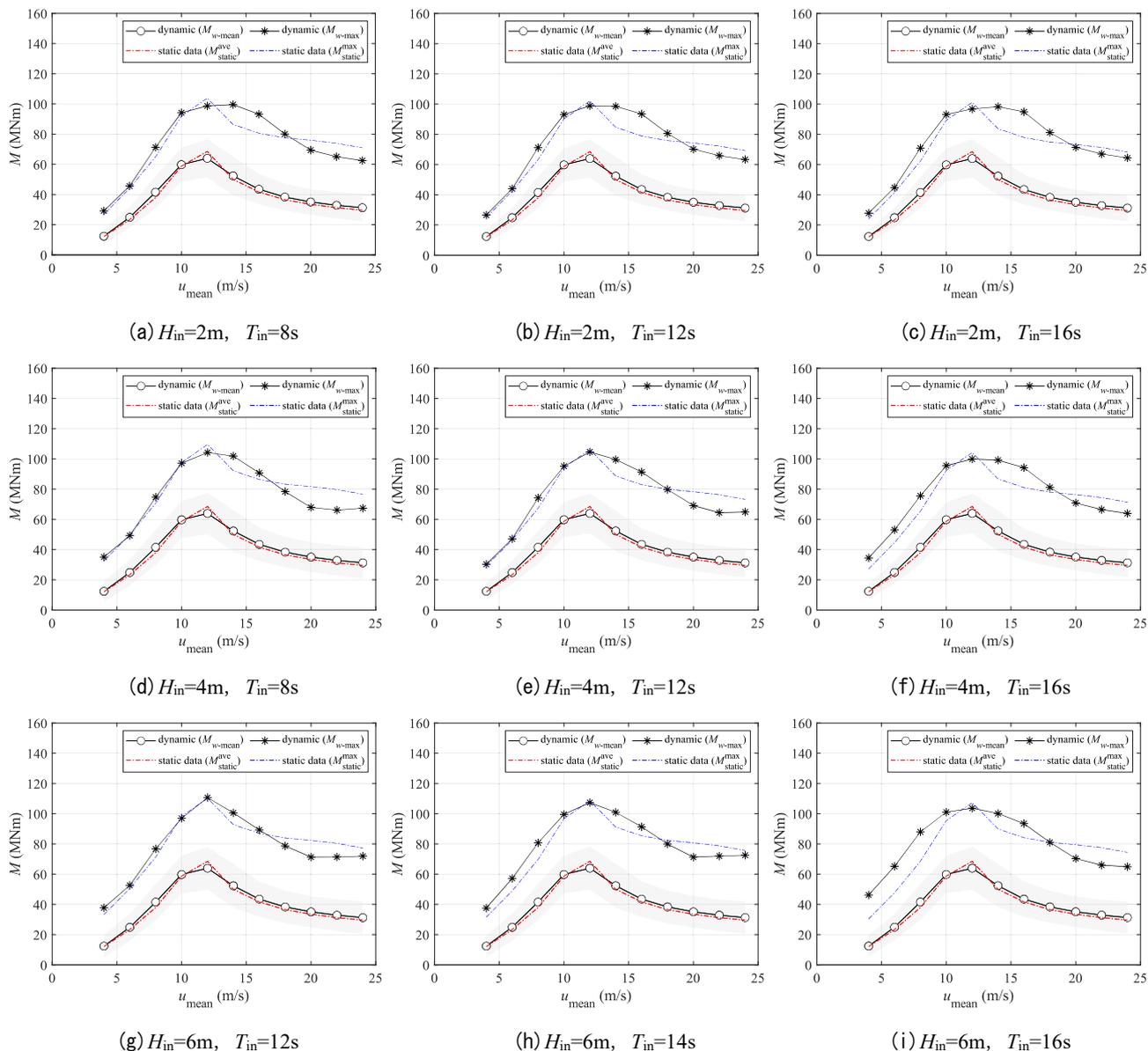


図-3.15 風荷重と波荷重作用下におけるハブ高さ平均風速と静的および動的応答値の関係

表し、灰色で網掛けした領域は時々刻々変動する応答値の標準偏差を表している。また、赤一点破線および青破線で示された2つの静的応答値は、式(14)および式(15)で得られる平均風荷重および最大風荷重と波荷重の作用時における静的応答値を表している。

これらの図より、平均風荷重と波荷重の作用時における静的応答値についてみると、波荷重を洋上風車に作用させた時の曲げモーメントの時間平均値はゼロになることから、静的応答値(図中の赤一点破線)と動的応答値(図中の○付き実線)の関係性に波条件による違いは見られず、図-3.14に示すような風荷重のみの作用時に対する結果と同様の結果を示す。このことから、曲げモーメントの

時間平均値について議論する場合には、波荷重の風車応答に及ぼす影響はないものとして捉えることができる。一方、最大風荷重と波荷重の作用時における静的応答値と動的応答値の関係についてみると、同一の波高に対して波周期が長くなるほど(たとえば、図-3.15(g)→(h)→(i))、あるいは同一の波周期に対して波高が大きくなるほど(たとえば、図-3.15(c)→(f)→(i))、定格風速以下の風速域において両者の差が大きくなる。これは、波高が大きいかほど(波形勾配が大きいかほど)、あるいは波周期が長いほど(相対水深が小さいほど)、波の非線形性が強くなる一方、本検討での静的解析手法では線形波を仮定して応答値を算出していることから、両者の差が生じたも

のと考えられる。

最後に、すべての条件に対する静的応答値 M_{static} と動的応答値 $M_{dynamic}$ の相関関係を調べた。図-3.16 に示すのがその結果であり、青●が平均応答値、赤*が最大応答値に対するものである。また、図中の点線、一点破線、破線はそれぞれ、静的応答値と動的応答値の比が 1:1, 0.75:1, 1:1.25 の関係を表すラインである。図より平均応答値については静的応答値と動的応答値がおおむね 1 対 1 の関係を満足する。一方、最大応答値について、応答値が比較的小さい場合（ハブ高さ平均風速が定格風速以下となるような低風速域における応答時）には、上述したように波の非線形性の影響により動的応答値が静的応答値に比べて比較的大きくなる傾向を示す。一方、応答値が比較的大きい場合（ハブ高さ平均風速が定格風速を超えるような高風速域における応答時）には 1 対 1 の関係を中心にはばらつくことが確認できる。このように、静的解析手法を用いることにより動的応答の統計量をおおむね推定可能であることが示唆される。

一般に、静的解析手法では、動的解析手法のように風車振動に関連する風車構造の剛性や風車の減衰機構、外力に依存する風車の非線形な挙動等は考慮されておらず、精緻な動的解析値を高確度に推定することには限界がある。このことから、たとえば、どのような外力が作用するとどれくらいの応答値（概略値）が得られるのかを把握する場合や風車応答がクリティカルになりうるような外力条件を選定する場合等、洋上風力発電開発事業の計画検討や概略設計等の段階において、時刻歴応答解析による応答概略値を簡易に把握するという観点から、静的解析手法は有効な手法であると考えられる。

4. 結論

本研究では、実海域の海洋環境下で発現しうる複数の気象海象条件下で洋上風車の応答解析を実施し、波と風が同時に洋上風車に作用する時の応答特性について検討した。その結果、変動風が洋上風車に作用した場合、その応答は一定風作用下の応答特性を基に把握することができ、「風速の増大とともに風車に生じる曲げモーメントが大きくなり、定格風速を超えるとブレードピッチ制御により小さくなる」という、ブレードピッチ制御に起因する風車特有の風速に対して非線形な応答特性も確認された。また、変動風による風荷重と波荷重が同時に作用する場合、海底面において風車応答に対する波荷重の影響が大きくなるとともに、一波一波の波作用によりその応答が

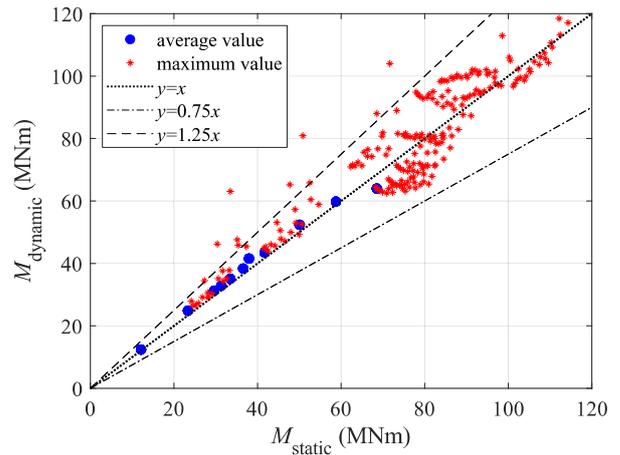


図-3.16 静的応答値と動的応答値の相関関係

増幅しうることが確認された。さらにその増幅効果は、時々刻々の風速変動と水位変動の相互作用を含め、風速や波高、波周期によって異なり、特に、相対水深が小さくかつ波形勾配が大きい波、すなわち浅海波条件の波が作用する時に応答が極大化することが確認された。モノパイル式洋上風車を上記のような波が発生しうる沿岸域に建設する場合には、波荷重が風車応答に及ぼす影響を十分に把握することが重要であることが示唆された。最後に、風車解析コードを利用した煩雑な解析手法の簡易な手法への置き換えに着目し、洋上風車の実設計で用いられている時刻歴応答解析手法と作用力のつり合い式を用いた手法により得られる応答結果の比較から、作用力のつり合い式を用いた手法は、時刻歴応答解析による応答概略値を簡易に推定できる有効な手法であることを明らかにした。

(2023年8月3日受付)

謝辞

本研究の実施にあたっては、国土交通省港湾局の関係各位に多大なるご支援、ご助言をいただいた。また、時刻歴応答解析の実施にあたっては、株式会社エコーの田中陽二氏とChathura MANAWASEKARA氏に、静的解析の実施にあたっては、みずほりサーチ&テクノロジーズ株式会社の坂本大樹氏にご協力をいただいた。ここに記して感謝の意を表します。

参考文献

石原猛, 石井秀和 (2010) : 風車タワーに作用する発電時最大風荷重の予測, 風工学シンポジウム論文集, 第21回, pp.375-380.

- 山口敦, Sarli, P. W., 石原猛 (2015) : 風車発電時に支持構造物に作用する風荷重の予測と実測による検証, 日本風工学会誌, 第40巻, 第2号, pp.99-100.
- 洋上風力発電施設検討委員会 (2020) : 洋上風力発電設備に関する技術基準の統一的解説 (令和2年3月版) .
- Aggarwal, A., Bihs, H., Myrhaug, D. and Chella, M. A. (2019): Characteristics of breaking irregular wave forces on a monopile, *Applied Ocean Research*, 90, 101846, <https://doi.org/10.1016/j.apor.2019.06.003>.
- Bredmose, H., Slablak, P., Sahlberg-Nielsen, L. and Schlutter, F. (2013): Dynamic excitation of monopiles by steep and breaking waves, *Proceedings of the 32nd International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering*, OMAE2013-10948.
- Burton, T., Sharpe, D., Jenkins, N. and Bossanyi, E. (2011): *Wind energy handbook second version*, John Wiley and Sons Ltd., London.
- Damiani, R., Song, H., Robertson, A. and Jonkman, J. M. (2013): Assessing the importance of nonlinearities in the development of a substructure model for the wind turbine CAE tool FAST, *Proceedings of the 32nd International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering*, OMAE2013-11434.
- Goda, Y. (2010): Reanalysis of regular and random breaking wave statistics, *Coastal Engineering Journal*, Vol.52, No.1, pp.71-106.
- Hansen, M. O. L. (2008): *Aerodynamics of wind turbines second version*, Earthscan, UK and USA.
- Henderson, A. R., Zaaijer, M. B. and Camp, T. R. (2003): Hydrodynamic loading of offshore wind turbines, *Proceedings of the OWEMES Conference*, 15p.
- International Electrotechnical Commission (2019): IEC 61400-3-1 Wind energy generation systems - Part 3-1: Design requirement for fixed offshore wind turbines.
- Johlas, H. M., Hallowell, S., Xie, S., Lomonaco, P., Lackner, M. A., Arwade, S. A., Myers, A. T. and Schmidt, D. P. (2018): Modeling breaking waves for fixed-bottom support structures for offshore wind turbines, *Proceedings of the ASME 2018 1st International Offshore Wind Technical Conference*, IOWTC2018-1095.
- Jonkman, J. and Buhl Jr. M. L. (2005): FAST user's guide, Technical Report NREL/EL-500- 38230, NREL.
- Jonkman, J., Butterfield, S., Passon, P., Larsen, T., Camp, T., Nichols, J., Azcona, J. and Martinez, A. (2008): Offshore code comparison collaboration within IEA wind annex XXIII: Phase II results regarding monopile foundation modeling, IEA European Offshore Wind Conference.
- Jonkman, J., Butterfield, S., Musial, W. and Scott, G. (2009): Definition of a 5-MW reference wind turbine for offshore system development, Technical Report NREL/TP-500-38060.
- Joustra, J., Flipsen, B. and Balkenende, R. (2021): Structural reuse of high end composite products: A design case study on wind turbine blades, *Resources Conservation Recycling*, Vol.167, April 2021, 105393.
- Kaimal, J. C., Wyngaard, J. C., Izumi, Y. and Cote, O. R. (1972): Spectral characteristics of surface-layer turbulence, *Quarterly Journal of the Royal Meteorological Society*, Vol.98, No.417, pp.563-589.
- Kim, E., Manuel, L., Michalakes, J. and Veers, P. S. (2014): On modeling coupled influences of wind, wave, and current loads on an offshore wind turbine during a hurricane, *American Institute of Aeronautics and Astronautics Aerospace Sciences Meeting and Exhibit*.
- Kooijman, H. J. T., Lindenburg, C., Winkelaar, D., and van der Hooft, E. L. (2003): DOWEC 6 MW Pre-Design: Aeroelastic modeling of the DOWEC 6 MW pre-design in PHATAS, DOWEC Dutch Offshore Wind Energy Converter 1997-2003 Public Reports.
- Krathe, V. L. (2015): Aero-hydro dynamic analysis of offshore wind turbine, PhD Thesis, Norwegian University of Science and Technology, Trondheim, Norway.
- Li, Z., Kexin, Y., Tiezhi, S. and Peizheng, W. (2021): Study on hydrodynamic characteristics of wind turbine monopile under nonlinear wave. *E3S Web of Conferences*, 276, <https://doi.org/10.1051/e3sconf/202127601016>.
- Løken, I. B. (2017): Dynamic response and fatigue of offshore wind turbines, PhD Thesis, Norwegian University of Science and Technology, Trondheim, Norway.
- McCowan, J. (1894): On the highest waves of a permanent type, *Philosophical Magazine Series 5*, Vol.38, No.233, pp.351-358.
- Miche, A. (1944): Mouvements ondulatoires de la mer en profondeur constante ou décroissante, *Annales des Ponts et Chausees*, (1) 26-78, (2)270-292, (3) 369-406 (in French). (Undulatory Movements of the Sea in Constant or Decreasing Depth, Translation by Lincoln, M.M. and Chevron, R.R., Univ. of Calif., Inst. of Eng. Res., Wave Research Lab., Series 3, Issue 363, 1954.)
- Moriarty, P.J. and Hansen, A.C. (2005): *Aerodyn theory manual*,

- Technical Report NREL/EL-500-36881, NREL.
- Morison, J. R., O'Brien, M. P., Johnson, J. W. and Schaaf, S. A. (1950): The force exerted by surface wave on piles, Petroleum Transactions, American Institute of Mining Engineers, 189, 149154.
- Nielsen, A. W., Schlutter, F., Sorensen, J. T. and Bremose, H. (2012): Wave loads on a monopile in 3D waves. Proceedings of the 31st International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering, OMAE2012-83533.
- NREL (2021): OpenFAST documentation release v3.0.0., <https://www.nrel.gov/wind/nwtc/openfast.html>.
- Ong, M. C., Li, H., Leira, B. J. and Myrhaug, D. (2013): Dynamic analysis of offshore monopole wind turbine including the effects of wind-wave loading and soil properties, Proceedings of the 32nd International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering, Vol.8.
- Sharma, J. and Dean, R. (1981): Second-order directional seas and associated wave forces, Society of Petroleum Engineers Journal, Vol.21, No.01, pp.129-140.
- Vieira, M., Viana, M., Henriques, E. and Reis, L. (2020): Soil interaction and grout behavior for the NREL reference monopile offshore wind turbine, Journal of Marine Science and Engineering, Vol.8, No.4.
- Wienke, J. and Oumeraci, H. (2005): Breaking wave impact force on a vertical and inclined slender pile - Theoretical and large-scale model investigations, Coastal Engineering, Vol.52, No.5, pp.435-462.